

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

MANOLO LUTERO GIPIELA

ESTUDO DA EXPANSÃO DE FUROS E ESTAMPABILIDADE
DE CHAPAS DE AÇO MULTIFÁSICO CPW800

CURITIBA

2012

MANOLO LUTERO GIPIELA

ESTUDO DA EXPANSÃO DE FUROS E ESTAMPABILIDADE
DE CHAPAS DE AÇO MULTIFÁSICO CPW800

Tese apresentada como requisito para obter o título de Doutor em Engenharia Mecânica do Curso de Doutorado em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes.

CURITIBA

2012

TERMO DE APROVAÇÃO

MANOLO LUTERO GIPIELA

ESTUDO DA EXPANSÃO DE FUROS E ESTAMPABILIDADE DE CHAPAS DE AÇO
MULTIFÁSICO CPW800

Tese aprovada como requisito parcial à obtenção de grau de Doutor em Engenharia Mecânica, área de concentração Manufatura, no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia da Universidade Federal do Paraná.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Lírio Schaeffer
UFRGS
Examinador externo

Prof. Dr. Fred L. Amorim
PUCPR
Examinador externo

Prof. Dr. Heraldo Cambraia
UFPR
Examinador interno

Prof. Dr. Sergio L. Henke
UFPR
Examinador interno

Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes
UFPR
Presidente

Curitiba, 13 de Novembro de 2012.

***Dedico este trabalho à
pessoa mais importante na
minha vida, minha filha,
Maria Cecília.***

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais e irmãos, pelo apoio incondicional e motivação.

Ao Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes, pela orientação e incentivo ao desenvolvimento do doutoramento em Engenharia Mecânica.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFPR, por permitir a utilização dos laboratórios e por prover os recursos materiais e financeiros necessários à realização deste trabalho.

Ao Prof. M.Eng. Nixon Malveira, pelas valiosas discussões e pelo empréstimo de instrumentos de medição empregados no procedimento experimental.

Aos Professores Pedro Luis Fiad do Amaral, Dr. Aloísio José Schuitek, José Germano Hambrusch, Dr. Ossimar Maranhão e Dr. Fábio Martins do Departamento de Mecânica da UTFPR, campus Curitiba, por franquearem a utilização dos laboratórios de usinagem da UTFPR para preparação de corpos de prova utilizados nos ensaios de estampagem.

À empresa Thyssen Krupp, pelo fornecimento do aço CPW800.

À empresa Spectroscan Ltda, pelas análises de espectrometria de emissão ótica.

À Doutoranda Ângela Maria Cordeiro de Oliveira, pela ajuda na preparação de amostras e realização de metalografias.

Ao Prof. Dr. Irionson Antonio Bassani por permitir a utilização do circularímetro do laboratório de Metrologia da PUCPR.

Ao amigo M.Eng. Rosalvo da Cunha Barreto Neto pelo apoio diário nos experimentos conduzidos no LABCONF da UFPR.

Ao aluno de iniciação científica Nikolas Woellner pela ajuda com os desenhos do ferramental de estampagem e de puncionamento com brochamento.

À todos que colaboraram direta ou indiretamente à realização deste trabalho.

RESUMO

Na estampagem de chapas pré-furadas é comum a geração de trincas nas bordas de furos que foram submetidos à expansão durante o processo de estampagem. Aços avançados de alta resistência (AHSS) laminados à quente podem facilmente nuclear trincas em regiões superficiais nas bordas dos furos expandidos devido aos métodos de processamento que foram empregados para furar as chapas. A capacidade de um furo ser expandido não é dependente somente da ductilidade do material. A qualidade superficial da parede do furo, bem como o seu diâmetro são de extrema importância na sua razão de expansão. O objetivo do presente trabalho foi avaliar a expansão de furos puncionados por processo inovador de puncionamento com brochamento, bem como a conformabilidade de chapas de aço multifásico CPW800 empregando diferentes cargas de prensa-chapas. Para desenvolvimento do estudo foi definida a seguinte metodologia: ensaios de puncionamento com duas geometrias distintas de punção inovador (tipo 1 e tipo 2), uma geometria clássica de punção (tipo 3) e três folgas distintas entre punção e matriz (1%, 3% e 5% da espessura da chapa) para definir a melhor combinação entre punção e matriz em termos de qualidade superficial dos furos. Ensaios de Nakazima para avaliar a estampabilidade do aço foram conduzidos empregando-se cargas de prensa-chapas distintas, sendo estas de 1002, 401 e 300,6 kN. Ensaios de expansão de furos com punção hemisférico e com punção reto foram realizados para determinar a razão de expansão de furos puncionados que apresentaram os melhores resultados quanto à qualidade superficial dos furos. Pelos resultados obtidos, verificou-se que o punção inovador “tipo 1” e a matriz com a folga de 1% da espessura da chapa proporcionaram os melhores resultados em termos de cilindricidade, circularidade e qualidade superficial dos furos. Comparações entre curvas limite de conformação obtidas a partir de ensaios de Nakazima realizados com as diferentes cargas de prensa-chapas indicaram que a conformabilidade do aço estudado diminuiu com a diminuição da carga no prensa-chapas. Os ensaios de expansão de furos permitiram constatar que capacidade máxima de expansão de um furo de 10 mm puncionado em chapa 1,6 mm pelo processo de puncionamento com brochamento foi em torno de 50% do diâmetro inicial do furo. As seguintes conclusões podem ser apresentadas: Ocorre diminuição da conformabilidade do aço devido à nucleação de trincas nos furos puncionados, trincas as quais são causadas pelo estiramento das bordas dos furos. A carga no prensa-chapas tem influência direta na conformabilidade do aço CPW800 de forma que diminuição gradativa da carga no prensa-chapas reduz a capacidade do material esticar. Portanto, o ajuste adequado da carga no prensa-chapas na estampagem do aço multifásico CPW800 é primordial para que produtos estampados por embutimento e estiramento sejam manufaturadas de forma satisfatória.

Palavras-chave: Expansão de furos. Puncionamento combinado com brochamento. Ensaios de Nakazima. Curva Limite de Conformação - CLC. Prensa-chapas.

ABSTRACT

In the punched blanks stamping the crack generation at the hole edges is very common when holes are expanded during the forming. Advanced high strength steels - AHSS can easily crack in the surface regions because the processing methods applied to bore the blanks. The hole expansion capacity is not dependent only the material ductility. The hole surface quality and its diameter are extremely important on hole expansion ratio. The aim of this study was to evaluate the punched hole expansion and formability of multiphase CPW800 sheet steel under different blank-holder loads. The study was realized according the following experimental methodology: punching tests using two innovative punches with punching and broaching combo geometries (type 1 and type 2) and punching tests using a classical punch geometry (type 3) were performed considering three distinct clearances between punch and die (1%, 3 % and 5% of the sheet thickness). All the punchings were accomplished to define the best combination between punch and die in terms of the surface hole quality. Nakazima tests to evaluate the steel drawability were performed under three different blank holder loads which were 1002, 401 and 300.6 kN. Hole expansions tests with a hemispherical punch and a flat punch were performed to find out the hole expansion ratio of the best holes punched. Results shown the punch "type 1" and the die with clearance 1% provided the best results in terms of roundness, cylindricity and hole surface quality. Forming limit curves defined from Nakazima's tests performed with different blank holder loads shown the CPW800 formability droop when the blank holder load was reduced. Hole expansion tests shown the maximum expansion of 10 mm holes punched was increased around 50% comparing with the original hole diameter. The following conclusions are presented in this study: due to crack nucleation on the holes punched the CPW800 steel had its formability decreased. Cracks were caused by stretching of hole edges. The blank holder load had a direct influence on the CPW800 formability and the gradual decrement of blank holder load reduced the CPW800 stretchability. Thus, a proper adjustment of the blank holder load is necessary in the CPW800 sheet metal forming. The correct blank holder load in draw and stretch sheet metal allows manufacture products with satisfactory quality.

Key words: Hole expansion. Punching and broaching combo. Nakazima test. Forming Limit Curve - FLC. Blank holder.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Relação entre ductilidade e resistência de várias categorias de aços utilizados na estrutura dos automóveis (ULSAB-AVC, 2001).....	29
Figura 2 - Possibilidades de aplicação dos aços AHSS na carroceria dos automóveis (adaptado de MARRA, 2008).....	34
Figura 3 - Flange para assento estampada em aço CP 600 de 1,5 mm de espessura (LOMBARDO, 2011).....	38
Figura 4 - Reforço de cabine estampado em aço CP 800 de 1,6 mm de espessura (LOMBARDO, 2011).....	38
Figura 5 – Exemplo esquemático do embutimento de uma chapa (SCHAEFFER, 2011).....	41
Figura 6 – Estado de deformações atuantes no copo durante o embutimento (BRESCIANI <i>et al.</i> , 1997).	43
Figura 7 – E embutimento (a) e estiramento (b) de chapas (CALDIN, 2006).	44
Figura 8 - Distância l de apoio da chapa sobre a matriz (ASM Handbook, 1993).....	45
Figura 9 - Ferramental utilizado por PEREIRA <i>et al.</i> (2008).....	47
Figura 10 - Ferramental utilizado por ALTAN <i>et al.</i> (2008).	48
Figura 11 – Efeito do raio da matriz sobre a força de estampagem (adaptado de ASM Handbook, 1993).	49
Figura 12 – Deformações na circunferência da malha gravada (adaptado de KEELER, 2002).	51
Figura 13 – Representação da curva limite de conformação e das regiões de deformação (adaptado de CALDIN, 2006).....	52
Figura 14 – Deformação dos CP's após os ensaios de conformabilidade (a) e a CLC obtida a partir dos resultados de deformação de cp's (b) - (CALDIN, 2006).....	55
Figura 15 – Montagem esquemática de um teste de expansão de furos em uma prensa hidráulica (adaptado de NARAYANASAMY <i>et al.</i> , 2010).	57
Figura 16 – Pescoço formado a partir da expansão de furo por flangeamento de uma chapa de aço TRIP (adaptado de HYUN <i>et al.</i> , 2002).	58
Figura 17 – Processo de expansão de furos com punção cônico (adaptado de UTHAISANGSUK <i>et al.</i> , 2009).....	58
Figura 18 – Processo de expansão de furos com punção em forma de domo (adaptado de HYUN <i>et al.</i> , 2002).....	59

Figura 19 – Representação esquemática de um furo expandido por um punção cilíndrico reto (adaptado de STACHOWICZ, 2008).....	60
Figura 20 – Princípio do processo de puncionamento de chapas (MELLO, 2001).	63
Figura 21 – Etapas do processo de puncionamento de chapas (adaptado de TARKANY, 2003).	65
Figura 22 – Conicidade em um furo puncionado em uma chapa de aço LNE 38 de 8 mm de espessura (ETO, 2005).....	66
Figura 23 - Efeitos da folga: a) adequada, b) insuficiente e c) excessiva (MARCONDES, 2009).	68
Figura 24 – Folga entre punção e matriz no processo de puncionamento (ETO, 2005).	69
Figura 25 – Ilustração esquemática e macrográfica das regiões desenvolvidas em uma chapa puncionada e no retalho do corte. Regiões no retalho: (a) rebarba, (b) zona de fratura, (c) zona lisa e (e) roll over. Regiões na chapa puncionada: (e) roll over, (f) e (g) zona de fratura (adaptado de HAMBLI <i>et al.</i> , 2003; GOIJAERTS <i>et al.</i> , 2001; LUO, 1999).	70
Figura 26 – Ângulo de propagação de trinca e ângulo direcional (adaptado de HAMBLI e GUERIN, 2003).....	73
Figura 27 – Evolução da altura da rebarba com a folga (adaptado de RACHIK <i>et al.</i> , 2002).	77
Figura 28 – Remoção de material por brochamento de uma superfície plana externa (adaptado de ASM, 1989).....	79
Figura 29 – Brocha de compressão (STEMMER, 1995).	82
Figura 30 - Elementos de uma brocha interna de compressão (STEMMER, 1995).	83
Figura 31 – Etapas do processo combinado de puncionamento com brochamento (ETO, 2005).	85
Figura 32 – Superfície acabada de um furo obtido por puncionamento combinado com brochamento (MELLO e MARCONDES, 2006).....	86
Figura 33 – Microscópio eletrônico de varredura com EDS acoplado.	90
Figura 34 – Desenho do CP para o ensaio de tração (modelo de CHEMIN, 2011).	91
Figura 35 – Ângulos para extração de corpos de prova a partir da direção de laminação (adaptado de USIMINAS, 1999).	91
Figura 36 – Ferramental utilizado nos ensaios de puncionamento.....	95
Figura 37 – Punções utilizados nos ensaios de puncionamento: (a) Punção tipo1, (b) punção tipo 2 e (c) punção tipo 3.	96
Figura 38 – Matrizes utilizadas nos ensaios de puncionamento: (a) matriz com folga de 1%, (b) matriz com folga de 3% e (a) matriz com folga de 5%.	97
Figura 39 – CP utilizado em ensaios para definir a combinação ideal de punção e matriz.	100

Figura 40 – (a) Referências do posicionamento do apalpador para medição de circularidade e cilindridade e (b) Circularímetro modelo Talyrond 252 do laboratório de metrologia do departamento de Engenharia Mecânica da PUCPR.	101
Figura 41 – Relógio comparador digital e coluna de medição utilizados nas medições de altura de rebarbas em furos puncionados e brochados.....	102
Figura 42 – Ferramental utilizado em trabalho anterior por NIKHARE <i>et al.</i> (2008).	105
Figura 43 – Ferramental desenvolvido para execução dos ensaios de Nakazima: (a) desenho e (b) como fabricado.	106
Figura 44 – Desenho esquemático de malha impressa em corpo de prova para ensaio de Nakazima (adaptado de NETTO, 2004).	107
Figura 45 – Desenho esquemático da técnica de impressão eletroquímica de malhas (adaptado de NETTO, 2004).	108
Figura 46 – CP`s utilizados por CHEMIN (2011) para o levantamento da CLC do aço DP600.	111
Figura 47 – CP`s dimensionados para os ensaios de Nakazima.....	112
Figura 48 – Domo de um CP estampado ilustrando os pontos de medição das deformações maior e menor, para levantamento da CLC.	113
Figura 49 – Punção reto desenvolvido para realização de ensaio de embutimento em CP de raio de 60 mm: (a) desenho e (b) como fabricado.....	115
Figura 50 – Micrografias do aço CPW800 com ampliação de 1000x obtida com microscópio ótico (a) e ampliação de 5000x obtida com MEV (b).	120
Figura 51 – Curva Tensão vs Deformação de engenharia do aço CPW800.	125
Figura 52 – Ampliação da parede de um furo puncionado por punção combinado tipo 1 e matriz com 1% de folga – MEV 52x.	129
Figura 53 – Retalho (a) e cavacos (b) obtidos a partir do puncionamento do aço CPW800 com punções do tipo 1 e 2 e matrizes com 1%, 3% e 5% de folga.	130
Figura 54 – Cavacos gerados no processo de brochamento: (a) em lascas, (b) cisalhado e (c) contínuo (adaptado de STEMMER, 1995).	132
Figura 55 – Princípio de formação do cavaco extrudado.	132
Figura 56 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 1 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	134
Figura 57 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 2 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	134
Figura 58 – Evolução da altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punções tipo 1 e tipo 2 empregando folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa. ...	135

Figura 59 – Estágios para as arestas de corte dos punções combinados tipo 2 (a) e tipo 1 (b).	136
Figura 60 – Altura de rebarbas superiores para puncionamentos realizados com punção tipo 1 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	137
Figura 61 – Altura de rebarbas superiores para puncionamentos realizados com punção tipo 2 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	137
Figura 63 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 3 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	140
Figura 64 – Evolução da altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 3 empregando folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.....	141
Figura 65 – Ampliação dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 1, tipo 2 e tipo 3 – MEV 50x: Zona lisa (a) Comb. 11, (b) Comb. 13, (c) Comb. 15, (d) Comb. 21, (e) Comb. 23, (f) Comb. 25, (g) Comb. 31, (h) Comb. 33 e (i) Comb. 35.	145
Figura 66 – Ampliação da zona lisa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 1, tipo 2 e tipo 3 – MEV 400x: (a) Comb. 11, (b) Comb. 13, (c) Comb. 15, (d) Comb. 21, (e) Comb. 23, (f) Comb. 25, (g) Comb. 31, (h) Comb. 33 e (i) Comb. 35.	147
Figura 67 – Estado de tensões no início da fratura (adaptado de BAUDOUIN et al., 2002).	148
Figura 68 – Ampliação da zona rugosa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 3 – MEV 400x: (a) Comb. 31, (b) Comb. 33, (c) Comb. 35.....	148
Figura 69 – Ampliação da zona rugosa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 3 – MEV 2000x: (a) Comb. 31, (b) Comb. 33, (c) Comb. 35.....	149
Figura 70 – Curva Limite de Conformação do aço CPW800 obtida através de ensaio de Nakazima com carga no prensa-chapas de 1002 kN.....	150
Figura 71 – Diagrama Limite de Conformação para CP`s de raio de 65 mm estampados com carga no prensa-chapas CPC ₁	152
Figura 72 – Variação provocada na Curva Limite de Conformação para a carga no prensa-chapas CPC ₁	152
Figura 73 – Diagrama Limite de Conformação do aço CPW800 para CP`s de raio de 65 mm estampados com a carga no prensa-chapas CPC ₂	153
Figura 74 – Variação provocada na Curva Limite de Conformação para a carga no prensa-chapas CPC ₂	154
Figura 75 – Curva Limite de Conformação para as cargas no prensa-chapas de 1002, 401 e 300,6 kN.	155
Figura 76 – Variação da taxa de deformação no flange em função da carga no prensa-chapas.	157

Figura 77 – Variação da taxa de deformação no flange em função da carga no prensa-chapas, com as cargas de 3199,32 kN e 814,90 kN.	159
Figura 78 – CP`s após o ensaio de expansão de furos: (a) CP de 50 x 137 mm sem rebarbas, (b) CP de 50 x 137 mm com rebarba, (c) CP de R 60 mm sem rebarbas, (d) CP de R 60 mm com rebarbas, (e) CP de R 65 mm sem rebarbas e (f) CP de R 65 mm com rebarbas.	160
Figura 79 – Curva Limite de Conformação para CP`s com furo expandido e sem furo.	165

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química de aços de fase complexa (THYSSENKRUPP STEEL, 2008)	36
Tabela 2 – Propriedades mecânicas de chapas não revestidas de aços de fase complexa (THYSSENKRUPP STEEL, 2008)	36
Tabela 3 – Classificação das ferramentas de brochar (STEMMER, 1995).....	81
Tabela 4 – Composição química do aço CPW800 (THYSSENKRUPP STEEL, 2008).....	89
Tabela 5 – Quantidade de CP`s necessários no ensaio de tração para levantamento das propriedades n , R , LR , LE , AI	92
Tabela 6 – Tratamentos térmicos aplicados ao aço VC 131.	97
Tabela 7 – Matriz de planejamento do procedimento experimental com processos de puncionamento.	99
Tabela 8 – Siglas adotadas para avaliação de rebarbas em superfície inferior e superior de chapas puncionadas por punção com arestas para brochamento.....	103
Tabela 9 – Siglas adotadas para avaliação de rebarbas em superfície inferior e superior de chapas puncionadas pelo punção tipo 3.	104
Tabela 10 – Composição química do eletrólito (NETTO, 2004).	109
Tabela 11 – Composição química do neutralizador (NETTO, 2004).	109
Tabela 12 – Quantidade de CP`s necessários para os ensaios de Nakazima.	113
Tabela 13 – Quantidade de CP`s necessários para os ensaios de Nakazima com variação de carga no prensa-chapas.	114
Tabela 14 – Quantidade de CP`s utilizados nos ensaios de expansão de furos.	116
Tabela 15 – Composição química do aço Complex Phase (CPW800) laminado à quente segundo análise espectrométrica, segundo fabricante e segundo pesquisa anterior realizada por ZIEGELHEIMOVA <i>et al.</i> (2003).....	119
Tabela 16 – Propriedades mecânicas do aço CPW800, obtidos através dos ensaios de tração realizados neste trabalho e propriedades mecânicas segundo o fabricante THYSSENKRUPP STEEL (2008).	122
Tabela 17 – Fatores de anisotropia R , \bar{R} e ΔR e coeficiente de encruamento n do aço CPW800, obtidos através dos ensaios de tração e segundo GEIGER <i>et al.</i> (2008).....	123
Tabela 18 – ANOVA das alturas de rebarbas desenvolvidas na superfície inferior das chapas puncionadas com punção combinado e punção clássico.....	126
Tabela 19 – ANOVA das alturas de rebarbas desenvolvidas na superfície superior das chapas puncionadas com punção combinado.....	127

Tabela 20 – ANOVA da cilindridade de furos puncionados com punção combinado e punção clássico.	141
Tabela 21 – Cilindridade de furos puncionados pelas combinações.....	142
Tabela 23 – Tempo de estampagem, deslocamento da chapa e velocidade de	156
Tabela 24 – Correção de diâmetro de furos expandidos e razão de expansão de furos (REF).....	161

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AC	“Alternate Current”
AHSS	“Advanced High Strength Steel”
AISI	“American Iron Steel Institute”
ANOVA	Análise da Variância
ASM	“American Society of Materials”
ASTM	“American Society for Testing and Materials”
AVC	“Advanced Vehicle Concepts”
BH	“Bake Hardening”
CLC	Curva Limite de Conformação
CP	Aço multifásico de fase complexa
CP`s	Corpos de prova
CPW	“Complex Phase – Hot Rolled”
CPK	“Complex Phase – Cold Rolled ”
DC	“Direct Current”
DEMEC	Departamento de Engenharia Mecânica
DIN	“Deutsche Industrie Normen”
DLC	Diagrama Limite de Conformação
DP	“Dual Phase”
EDS	“Energy Dispersive Spectroscopy”
FEM	“Finite Elements Method”
GL	Graus de Liberdade
HRC	“Hardness Rockwell C”
HSS	“High Strength Steel”
INF	Inferior
IS	“Isotropic Steel”
ISO	“International Organization for Standardization”
LABCONF	Laboratório de Conformação
LACTEC	Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento
MART	Martensíticos

MEF	Método dos Elementos Finitos
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MS	Soma do Quadrados Médios
NBR	Norma Brasileira Regulamentadora
CPC	Carga no prensa-chapas
PUCPR	Pontifícia Universidade Católica do Paraná
REF	Razão de Expansão de Furo
SQ	Soma dos Quadrados
SUP	Superior
TRC	Transformação e Resfriamento Contínuo
TRIP	“Transformation Induced Plasticity”
UFPR	Universidade Federal do Paraná
UHSS	“Ultra High Strength Steel”
ULSAB	“Ultra Light Steel Auto Body”
USIMINAS	Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais

LISTA DE SÍMBOLOS

$A/$	Alongamento percentual
β	Coeficiente de expansão de furo
α	Ângulo de propagação de trinca
c	Folga entre punção e matriz
d_f	Diâmetro médio final no estágio de fratura do corpo de prova
d_i	Diâmetro médio inicial no furo do corpo de prova
D_m	Diâmetro da matriz
D_p	Diâmetro do punção
e_1	Maior deformação convencional
e_2	Menor deformação convencional
F	F de significação: p-value da estatística F
$F_{\text{Calculado}}$	Valor do F de significação calculado pelo software STATISTICA 8.0
F_{Tabelado}	Valor do F de significação tabelado para um nível de significância de 5% segundo o número de graus de liberdade do numerador e denominador
g	Grama
$^{\circ}\text{C}$	Grau Celsius
h	Horas
INF	Região inferior dos furos puncionados
kN	Quilonewton
/	Distância da chapa apoiada sobre a matriz
l_0	Diâmetro inicial da circunferência
l_1	Dimensão maior final da elipse
l_2	Dimensão menor final da elipse
LR	Limite de ruptura
MPa	Mega Pascal
n	Coeficiente de encruamento
N	Newton
$n^{0^{\circ}}$	Coeficiente de encruamento a 0° da direção de laminação
$n^{45^{\circ}}$	Coeficiente de encruamento a 45° da direção de laminação

n^{90°	Coeficiente de encruamento a 90° da direção de laminação
n_{medio}	Coeficiente de encruamento médio
p	Estatística utilizada para sintetizar o resultado de um teste de hipóteses
CPC_1	Carga de 401 kN no prensa-chapas
CPC_2	Carga de 300,6 kN no prensa-chapas
R	Coeficiente de anisotropia normal
\bar{R}	Coeficiente de anisotropia médio
R_{0°	Coeficiente de anisotropia a 0° da direção de laminação
R_{45°	Coeficiente de anisotropia a 45° da direção de laminação
R_{90°	Coeficiente de anisotropia a 90° da direção de laminação
rd	Raio de dobra
Ry	Distância entre o pico mais alto e o vale mais baixo, dentro de um comprimento medido de um perfil de rugosidade
s	Penetração do punção
SUP	Região superior dos furos puncionados
t	Espessura da chapa
t_0	Espessura da chapa
te	Tempo total de estampagem
tf	Tonelada força
U_p	Penetração do punção na chapa
V_1	Velocidade de estampagem
V_2	Velocidade de escoamento da chapa no flange
$\dot{\varepsilon}_{\text{max}}$	Taxa de deformação máxima
\varnothing	Diâmetro
\varnothing_e	Diâmetro expandido
ε_1	Deformação verdadeira maior
ε_2	Deformação verdadeira menor
ΔR	Tendência ao orelhamento
Δdf	Deslocamento da chapa no flange
μm	Micrômetro

θ_d Ângulo diagonal formado entre as arestas de corte do punção e da matriz

τ_{\max} Tensão cisalhante máxima

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E OBJETIVOS	23
1.1	Formulação do problema	23
1.2	Hipótese	24
1.3	Objetivo	24
1.4	Metas	25
1.5	Estrutura do trabalho	26
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1	Aços avançados de alta resistência (AHSS).....	27
2.1.1	<i>Aços bifásicos (DP)</i>	29
2.1.2	<i>Aços martensíticos (MART)</i>	30
2.1.3	<i>Aços de plasticidade induzida por deformação (TRIP)</i>	31
2.1.4	<i>Aços multifásicos de fase complexa (CP)</i>	33
2.2	Estampagem de chapas metálicas	40
2.2.1	<i>Embutimento e estiramento de chapas</i>	42
2.2.2	<i>Variáveis de processo na estampagem de chapas</i>	45
2.3	Curvas limite de conformação	49
2.4	Expansão de furos.....	56
2.5	Puncionamento de chapas.....	63
2.5.1	<i>Folga entre punção e matriz no processo de puncionamento e recorte de chapas</i>	67
2.6	Processo de brochamento	78
2.6.1	<i>Princípios de operação</i>	79
2.6.2	<i>Ferramentas</i>	80
2.6.3	<i>Classificação das ferramentas de brochar</i>	80
2.6.4	<i>Brocha interna de compressão</i>	82
2.7	Processo combinado de puncionamento com brochamento	83
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	87
3.1	Generalidades	87
3.2	Material utilizado.....	88
3.3	Ensaio para caracterização do aço CPW800.....	89
3.3.1	<i>Análise química por espectrometria de emissão ótica</i>	89
3.3.2	<i>Ensaio metalográfico</i>	89
3.3.3	<i>Ensaio de tração</i>	90
3.3.4	<i>Ensaio de puncionamento combinado com brochamento e puncionamento com punção clássico</i>	94
3.3.5	<i>Curvas Limite de Conformação (CLC)</i>	105

3.3.6	<i>Ensaio de Nakazima para análise da influência da carga no prensa-chapas</i>	114
3.3.7	<i>Ensaio de expansão de furos</i>	115
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	118
4.1	Caracterização do aço CPW800	118
4.1.1	<i>Análise química</i>	118
4.1.2	<i>Análise microestrutural</i>	120
4.1.3	<i>Ensaio de tração</i>	121
4.2	Ensaio de puncionamento	125
4.2.1	<i>ANOVA – Análise da Variância</i>	126
4.2.2	<i>Puncionamento combinado com brochamento</i>	129
4.2.3	<i>Puncionamento com punção clássica</i>	138
4.3	Curvas limite de conformação	150
4.4	Efeito da carga no prensa-chapas na conformabilidade do aço CPW800	151
4.5	Expansão de furos e conformabilidade de chapas puncionadas.....	160
4.5.1	<i>Avaliação de curva limite de conformação em chapas com furos expandidos</i>	164
5	CONCLUSÕES	167
5.1	Caracterização do material	167
5.2	Ensaio de puncionamento com brochamento	167
5.3	Efeito da carga no prensa-chapas	169
5.4	Expansão de furos.....	169
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	171
	REFERÊNCIAS	172

1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 Formulação do problema

As indústrias têm sido supridas com novas tecnologias que têm permitido a melhoria dos processos de fabricação, bem como a implementação de novos métodos de manufatura que proporcionam a fabricação de produtos acabados de melhor qualidade (DAL BIANCO, 2003). Neste sentido, a procura crescente da redução dos tempos de produção tem estimulado a melhora das técnicas de manufatura existentes (MELLO e MARCONDES, 2006).

Processos de estampagem como o puncionamento têm sido otimizados com o propósito de eliminar os defeitos desenvolvidos nas chapas estampadas. Em chapas puncionadas, defeitos como conicidade e rebarbas são comumente observados nos furos puncionados (ETO, 2005). Para manter a qualidade superficial e dimensional dos furos, processos de fabricação adicionais como o brochamento, alargamento e escariamento devem ser executados (FERRARESI, 1974 e STEMMER, 1995).

Na estampagem de chapas pré-furadas é comum a geração de trincas nas bordas de furos que foram submetidos à expansão durante o processo de estampagem. Segundo HYUN *et al.* (2002), aços avançados de alta resistência (AHSS) laminados à quente podem facilmente nuclear trincas em regiões superficiais nas bordas dos furos devido aos métodos de processamento que foram empregados para furar a chapa. A capacidade de expansão de um furo não é dependente somente da ductilidade do material. A qualidade superficial da parede do furo, bem como o seu diâmetro são de extrema importância na expansão do furo. A partir do desenvolvimento do modo de deformação na parede do furo, as deformações nas paredes do furo podem, dependendo da qualidade superficial das paredes do furo e do diâmetro do mesmo, criar condições propícias à nucleação e crescimento de trincas radiais. Tal fato impede que a expansibilidade desse furo seja estimada precisamente, independentemente da técnica empregada para obter a expansão.

O uso de aços AHSS na indústria automotiva mundial tem aumentado pelo fato de estes aços apresentarem maior resistência mecânica e melhor conformabilidade que os aços convencionais utilizados em estampagem (WIEDENMANN *et al.*, 2009).

Face às informações expostas nos parágrafos anteriores, pode-se afirmar que as indústrias e a comunidade científica tem procurado pesquisar cada vez mais a influência dos parâmetros envolvidos na estampagem de chapas de aços avançados. É importante destacar que o propósito de pesquisas e do desenvolvimento científico-industrial é garantir que produtos manufaturados sejam menos susceptíveis aos defeitos típicos dos processos de fabricação ou aos problemas relativos aos limites mecânicos do material. Sob esse ponto de vista, o emprego de recursos humanos, materiais e monetários no desenvolvimento de pesquisas envolvendo aços AHSS e processos de estampagem se faz necessário no cenário da indústria automotiva brasileira.

1.2 Hipótese

A hipótese que motiva o emprego de esforços em pesquisa neste trabalho é de que o acabamento superficial em furos é de extrema importância na posterior expansão destes furos por processos de estampagem. Desta forma, a utilização de processo inovador de puncionamento que possibilite a obtenção de melhor qualidade superficial nas paredes dos furos poderá permitir que furos puncionados alcancem maiores razões de expansão quando submetidos aos processos clássicos de estampagem na fabricação de componentes automotivos.

1.3 Objetivo

O presente trabalho tem por objetivo geral avaliar a possibilidade de se obter maior conformabilidade de componentes pré-furados por processo inovador de puncionamento. Para isso, foram conduzidos os seguintes ensaios: ensaios de

puncionamento com 3 punções de diferentes geometrias e 3 folgas distintas entre punção e matriz e, ensaios de Nakazima e de Marciniak, os quais permitirão avaliar a conformabilidade do material definido para estudo. Os ensaios de puncionamento, bem como os ensaios de Nakazima e de Marciniak proporcionarão a criação de uma base de dados sólida, a qual servirá de referência para a condução de pesquisas futuras no Laboratório de Conformação – LABCONF da UFPR.

1.4 Metas

As metas ou objetivos específicos definidos para este trabalho:

- Realizar a caracterização experimental do aço multifásico “*Complex Phase*” (CPW800), a fim de se conhecer de forma precisa as características de conformabilidade deste aço de nova geração.
- Definir folgas adequadas entre punção e matriz procurando otimizar o processo de inovador de puncionamento combinado com brochamento de maneira a obter a melhor qualidade possível dos furos em termos de geração de rebarbas, conicidade, circularidade e textura superficial.
- Avaliar por ensaios de Nakazima a influência da carga aplicada no prensa-chapas na conformabilidade do aço CPW800 a partir da CLC – Curva Limite de Conformação.
- Avaliar, a partir de ensaios de Nakazima, a expansão de furos puncionados com a combinação de punção e matriz que permitiram alcançar os melhores resultados no quesito qualidade.

1.5 Estrutura do trabalho

Este trabalho se destina a empregar esforços na pesquisa científica relacionada à conformação de chapas de aço avançado de alta resistência mecânica (AHSS) utilizado na indústria automotiva. Direcionou-se o foco da pesquisa em processo inovador de puncionamento de chapas, na caracterização do material estudado, na avaliação de curvas limite de conformação e na análise da expansão de furos.

A estrutura deste trabalho ficou dividida em sete seções, as quais são brevemente aqui descritos. Na seção 2 é iniciada com uma revisão da literatura sobre aços AHSS, descrevendo suas características, propriedades e aplicações. Na sequência, é feita uma abordagem sobre processos de estampagem clássicos como embutimento e estiramento; técnicas de avaliação da estampagem de aços a partir da curva limite de conformação e expansão de furos. A seção 2 é encerrada com uma revisão sobre os processos de puncionamento, brochamento e puncionamento combinado com brochamento.

Na seção 3 é descrita a metodologia adotada para a condução dos trabalhos e o planejamento experimental delineado. Na seção 4 são reportados os resultados dos experimentos práticos realizados, seguidos de análise e discussão. Na seção 5 são sumarizadas as conclusões formuladas no estudo e, nas seções 6 e 7, são informadas, respectivamente, as sugestões para trabalhos futuros e as referências bibliográficas consultadas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aços avançados de alta resistência (AHSS).

Com o crescimento da tecnologia nas indústrias automotivas, na década de 1970, visando uma significativa melhoria nos materiais presentes nos automóveis, capazes de reduzirem o peso e assegurando outros fatores exigidos pelas montadoras como, por exemplo, a resistência, nota-se que o aço provavelmente seja o elemento em um automóvel com maior potencial para reduzir a massa e o custo, aliado a significativas melhorias no desempenho estrutural em um veículo. Com isso, as indústrias siderúrgicas concentraram suas linhas de pesquisas no desenvolvimento de novos aços com melhores propriedades (MINTO *et al.*, 2009).

O uso de aços de alta resistência em carrocerias de automóveis tem aumentado nos últimos anos. Graças às propriedades mecânicas favoráveis, a utilização dos aços avançados de alta resistência (AHSS – *Advanced High Strength Steel*) se tornou bastante atrativa para as indústrias automotivas (SILVEIRA e SCHAEFFER, 2011a; SILVEIRA e SCHAEFFER, 2011b). A alta resistência dos aços AHSS permite que produtos estampados de menores espessuras sejam produzidos e, conseqüentemente, possibilitem redução do peso dos veículos, bem como melhora da segurança veicular a partir da utilização de componentes fabricados em aços mais adequados para tal função (HAMMER, 2007).

Dentre a gama de aços desenvolvida até a atualidade estão os aços de alta resistência (HSS – *High Strength Steel*), aços de ultra-alta resistência (UHSS – *Ultra High Strength Steel*) tais como os aços de plasticidade induzida por deformação (TRIP – *Transformation Induced Plasticity*), aços bifásicos (DP – *Dual Phase*) e os aços de fase complexa (CP – *Complex Phase*) (LAMIKIZ *et al.*, 2005).

Embora exista grande utilização dos aços de alta resistência na indústria, pode-se afirmar que a aplicabilidade de tais aços ainda é limitada devido aos desafios mecânicos e metalúrgicos que envolvem a conformabilidade e retorno elástico das chapas metálicas, vida das ferramentas utilizadas na estampagem e união metalúrgica por processos de soldagem (CHEN e KOÇ, 2007).

No que tange à indústria automotiva, é observado grande empenho desse setor industrial em aplicar materiais cada vez mais inovadores em seus produtos, desenvolver métodos de produção e técnicas de montagem mais adaptados às necessidades fabris, focando, de forma geral, no aumento dos níveis de segurança veiculares, bem como na redução do peso dos automóveis atuais, atendendo tanto às questões ambientais quanto à diminuição do consumo de combustíveis (ANDRADE *et al.*, 2002; COOMAN, 2004; ADAMCZYK e GRAJCAR, 2005). Nesse sentido, grande destaque deve ser dado ao projeto liderado *Porsche Engineering* intitulado *Ultra Light Steel Auto Body* (ULSAB), o qual contou com a parceria de 35 companhias siderúrgicas de 18 países. Um dos benefícios oriundos desse projeto foi a introdução dos aços de alta resistência (HSS) nas estruturas dos automóveis, destacando-se entre esses os aços *Bake-Hardening* (BH) e os aços de alta resistência e baixa liga (HSLA). O projeto ULSAB, finalizado em 1998, foi avaliado satisfatoriamente em relação aos objetivos almejados principalmente no que se refere à segurança e redução no consumo de combustível (ANDRADE *et al.*, 2000).

Na continuação do projeto ULSAB, um novo programa, o ULSAB-AVC (*Advanced Vehicle Concepts*) propôs a aplicação de novos tipos de aços HSLA, os quais foram batizados de “aços avançados de alta resistência” (AHSS – *Advanced High Strength Steel*). Dentre os novos tipos de aços AHSS propostos pelo programa ULSAB-AVC, encontram-se os aços bifásicos (DP), aços martensíticos (MART), aços de plasticidade induzida por deformação (TRIP) e os aços de fase complexa (CP).

Os aços AHSS são aços multifásicos que contém em sua microestrutura fases como ferrita, martensita, bainita, e/ou austenita retida e, estas fases são formadas em função dos elementos de liga e do processamento utilizado na fabricação destes aços (ANDRADE *et al.*, 2000).

Uma comparação entre as propriedades mecânicas de uma variedade de famílias de aços de alta resistência aplicados nas estruturas dos automóveis é mostrada na Figura 1 a seguir.

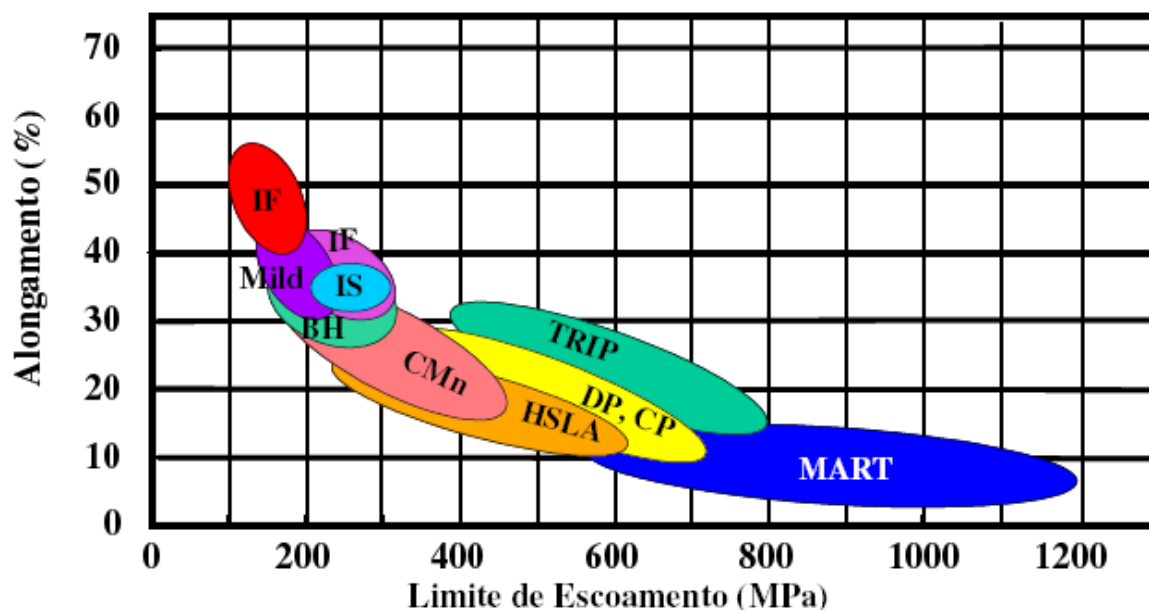


Figura 1 – Relação entre ductilidade e resistência de várias categorias de aços utilizados na estrutura dos automóveis (ULSAB-AVC, 2001).

A Figura 1 permite comparar as características de resistência mecânica e ductilidade dessa nova família de aços. O aumento do nível de resistência mecânica do produto leva quase inevitavelmente à redução de seu alongamento total, ou seja, de sua conformabilidade. Contudo, o uso de microestruturas adequadas permite minimizar a perda de ductilidade sob maiores níveis de resistência mecânica (SCHRÖDER, 2004).

Na sequência é realizada uma abordagem sobre os aços AHSS com ênfase nos aços bifásicos (DP), aços de plasticidade induzida por deformação (TRIP), aços martensíticos (MART) e aços de fase complexa (CP). É importante salientar que uma abordagem mais aprofundada sobre o aço CP é conduzida, pois esse foi o aço escolhido para realização de estudos no presente trabalho.

2.1.1 Aços bifásicos (DP)

Os aços bifásicos ou aços DP (*Dual Phase*) são aços AHSS empregados na indústria automotiva que possuem uma microestrutura composta de uma matriz

ferrítica e ilhas de martensita dispersas como segunda fase. As propriedades mecânicas deste grupo de aços são controladas pela fração volumétrica de martensita e o tamanho de grão da ferrita (LONG e KHANNA, 2007).

A fase ferrítica é geralmente contínua e confere excelente ductilidade a estes aços. Quando estes aços deformam, a deformação é concentrada na fase ferrítica de menor resistência envolvendo as ilhas de martensita, criando um coeficiente de encruamento excepcional. O coeficiente de encruamento e o excelente alongamento dos aços DP conferem um limite de resistência à tração maior a esse aço quando comparado aos aços convencionais (AHSS *Application Guidelines*, 2009).

Os aços DP, assim como os demais aços AHSS, também possuem efeito de endurecimento por recozimento (*bake hardening*) e isso é uma vantagem importante em comparação com aços convencionais. O efeito de endurecimento por recozimento proporciona um aumento da tensão limite de escoamento do aço durante o recobrimento ou pintura realizado a uma temperatura de aproximadamente 170°C (AHSS *Application Guidelines*, 2009).

Aços DP apresentam uma excelente combinação de alta resistência e capacidade de deformação, resultado da sua microestrutura com grande capacidade de encruamento. A alta capacidade de encruamento garante a esses aços excelente capacidade de absorção de impacto e resistência à fadiga. Todas essas características fazem dos aços DP uma opção interessante para componentes estruturais e de segurança nos automóveis, tais como, barras transversais da porta, longarinas, colunas, soleira da porta, arco do teto, para-choque, entre outros (CHEMIN, 2011).

2.1.2 Aços martensíticos (MART)

Os aços martensíticos possuem uma microestrutura com grande percentual de martensita e pouca quantidade de ferrita e/ou bainita. É adicionado carbono a este aço para aumentar o endurecimento e a resistência. Manganês, Silício, Cromo, Molibdênio, Boro, Vanádio e Níquel também são usados em várias combinações para aumentar o endurecimento do aço martensítico (AHSS *Application Guidelines*, 2009).

O nível da resistência mecânica desse material também pode ser ajustado pelo teor de Carbono, já que o principal mecanismo de endurecimento da martensita decorre do efeito da solução sólida desse elemento. As demais fases presentes na microestrutura são usadas para um ajuste fino das características mecânicas. Por exemplo, maiores frações de martensita auto-temperada reduzem a resistência mecânica do aço, ao mesmo tempo em que melhoram sua conformabilidade (GORNÍ, 2008).

As propriedades típicas das chapas de aço martensítico são: limite de escoamento de 1.150 MPa, limite de resistência de 1.360 MPa, módulo de elasticidade de 0,85 e alongamento total de 5%. A conformabilidade por dobramento desse material é muito boa, apesar da baixa ductilidade observada no ensaio de tração: o raio mínimo de curvatura é da ordem de 1,5 vezes a espessura da chapa (GORNÍ, 2008).

2.1.3 Aços de plasticidade induzida por deformação (TRIP)

De acordo com ZACKAY *et al.* (1967) é possível obter altos valores de alongamento em um aço austenítico se, durante o processo de deformação sob temperatura ambiente, ocorrer transformação contínua da austenita para martensita. Esse fenômeno foi atribuído à dilatação que ocorre durante a transformação da austenita CFC para a ferrita CCC, e foi designado pela sigla TRIP (*Transformation-induced-plasticity*) cujo significado é plasticidade induzida por transformação.

O desenvolvimento bem sucedido das chapas de aços bifásicos DP motivou a busca por outros recursos microestruturais que promovessem aumento na ductilidade em aços com alta resistência mecânica. No final da década de 1980 MATSUMURA *et al.* (1987) mostraram, pela primeira vez, que era possível aplicar o conceito TRIP para aumentar a ductilidade em chapas de aço de baixo teor de Carbono com Silício e Manganês na composição e processadas por recozimento contínuo, de forma a apresentar até 20% de austenita retida em sua microestrutura. O principal desafio metalúrgico nesse caso foi conseguir estabilizar, sob temperatura ambiente, uma quantidade considerável de austenita que permitisse elevar

significativamente o alongamento do material. Isso pode ser feito submetendo o material a um ciclo de resfriamento a partir de seu estado austenítico que permita a permanência durante um período significativo de tempo dentro do campo bainítico do diagrama de transformação e resfriamento contínuo (TRC), de forma a proporcionar suficiente enriquecimento de carbono à austenita remanescente para estabilizá-la sob temperatura ambiente. Este material pode ser produzido diretamente da laminação de chapas a quente, onde o resfriamento lento da bobina garante o enriquecimento de Carbono da austenita remanescente, ou a partir de recozimento contínuo, onde o resfriamento da chapa deve incluir um tratamento adicional de superenvelhecimento com esse mesmo objetivo. A redução do tamanho de grão da austenita retida também contribui para elevar sua estabilidade, através do abaixamento da temperatura de início de transformação martensítica. Ao final desse processo tem-se uma microestrutura multifásica, geralmente constituída de 50 a 60% de ferrita, 25 a 40% de bainita e 5 a 15% de austenita retida, que proporciona a esse material limites de resistência da ordem de 600 a 800 MPa. É interessante notar que frações de austenita retida superiores a 20% degradam a conformabilidade a frio dos aços TRIP (BLECK *et al.*, 2001; HULKA, 2003; BLECK *et al.*, 2004).

A deformação provocada pela transformação da austenita retida em martensita não explica totalmente os altos valores de alongamento uniforme obtidos nos aços TRIP, os quais oscilam entre 15 e 30%. Nos aços de baixo Carbono com efeito TRIP essa transformação promove deformação por tração de apenas 2%, em função das frações muito baixas de austenita retida presentes na microestrutura. A maior contribuição para a ductilidade desse material é o maior coeficiente de encruamento devido à formação progressiva de martensita ao longo de toda a deformação. As discordâncias criadas pela transformação martensítica na ferrita também possuem papel importante na definição da ductilidade dos aços TRIP, pois também contribuem para o encruamento (SHAN *et al.*, 2008).

Se, por acaso, a transformação ocorrer inteiramente logo no início da deformação a frio, o material não apresentará alta ductilidade. É necessário que a austenita se mantenha estável até serem atingidos altos graus de deformação a frio, já que essa fase retarda o processo de estricção que ocorre sob solicitações de tração através de sua transformação martensítica nos pontos do material onde

ocorrem concentrações de tensão. Ou seja, é importante retardar a transformação da austenita retida até os estágios finais da deformação, quando ocorre acúmulo significativo de danos no aço. Por esse motivo, a adição de Silício e o enriquecimento adequado de Carbono da austenita retida são vitais para assegurar um nível adequado de estabilidade na austenita retida e garantir a alta ductilidade desse material. A presença de martensita de alto Carbono não revenida e, portanto, frágil, num material com alta ductilidade, como é o caso dos aços TRIP, parece ser uma contradição. Isso pode ser explicado pelo pequeno tamanho de grão da austenita retida, o qual torna difícil a transferência de carga desde a matriz da microestrutura multifásica até a martensita frágil que se forma durante a deformação a frio. Portanto, o refino da microestrutura dos aços TRIP é duplamente importante, garantindo simultaneamente a estabilidade da austenita retida e imunidade à fragilidade que poderia ser induzida pela presença de martensita não revenida (BHADESHIA, 2002; HULKA, 2003; CHATTERJEE e BHADESHIA, 2006).

O desenvolvimento de correlações entre as propriedades mecânicas e a microestrutura nos aços TRIP é uma tarefa complicada, já que este tipo de material apresenta alterações dinâmicas em seus parâmetros microestruturais durante a conformação a frio, ou seja, a transformação da austenita retida em martensita. A complexidade das interações microestruturais e a recente existência comercial dos aços TRIP impediram até o momento o desenvolvimento de correlações quantitativas consagradas entre propriedades mecânicas e microestruturas (BLECK, 2002; BLECK *et al.*, 2004).

2.1.4 Aços multifásicos de fase complexa (CP)

2.1.4.1 Introdução

Os aços de fase complexa (CP), surgidos na segunda metade da década de 1990, representam uma transição entre os aços TRIP e os aços com ultra-alta resistência mecânica (UHSS). A exemplo dos aços TRIP, os aços CP possuem microestrutura multifásica que possibilita que maiores valores de resistência mecânica com menor ductilidade sejam alcançados.

Nos aços CP a austenita presente na microestrutura é substituída por outras fases mais duras e isso permite que tais aços alcancem limites de resistência da ordem de 800 a 1000 MPa em função de percentuais de fases que variam entre 80 a 90% de bainita, 5 a 10% de ferrita e 5 a 10% de martensita. Mediante essa característica mecânica de alcançar limites de resistência mais elevados que os aços TRIP, os aços CP são particularmente mais adequados à manufatura de componentes estruturais automotivos de segurança (LOMBARDO, 2011).

A Figura 2 ilustra a carroceria de um automóvel com seus componentes estruturais em destaque. A Figura mostra as possibilidades de aplicação dos aços AHSS em componentes estruturais veiculares, em especial, a aplicação do aço CP na coluna “B” ou pilar “B”.

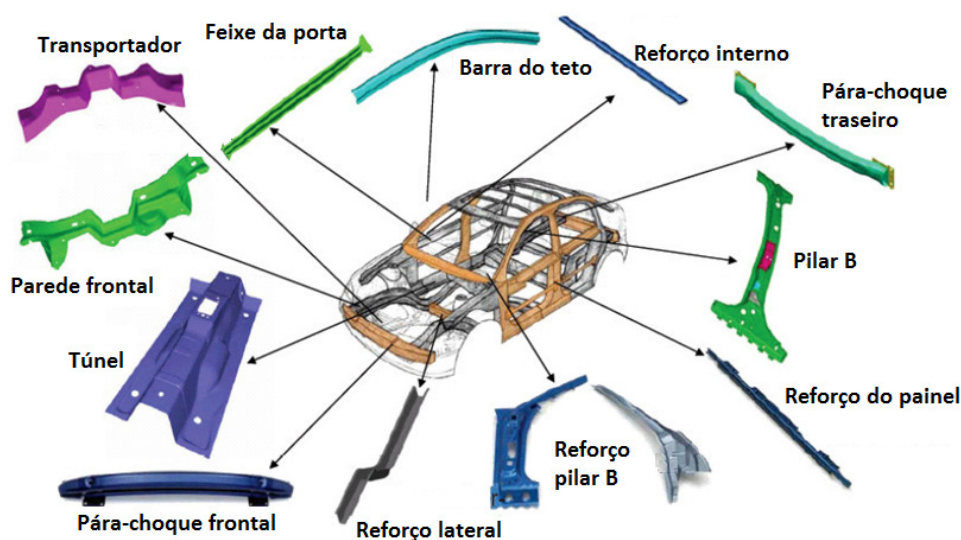


Figura 2 - Possibilidades de aplicação dos aços AHSS na carroceria dos automóveis (adaptado de MARRA, 2008).

Os aços multifásicos CP são aços de baixo teor de carbono, laminados a quente ou a frio (THYSSENKRUPP STEEL, 2008), que possuem grãos extremamente refinados e microestrutura contendo pequenas partes de martensita, austenita retida e perlita dentro de uma matriz de ferrita/bainita. Essa matriz é criada pela recristalização retardada durante o resfriamento e precipita a partir de elementos microligantes como o Titânio ou Nióbio (AHSS Application Guidelines, 2009).

Para SAKAR (2008), aços CP são um tipo único de aço bainítico de baixo carbono e seus elementos de liga desempenham um papel importante na determinação da microestrutura, contribuindo para a resistência final do produto. Os elementos de liga nos aços CP exercem um forte efeito de retardamento sobre a austenita para transformação ferrítica levando à formação de bainita e martensita.

2.1.4.2 Composição química e propriedades mecânicas

Os aços CP possuem uma composição química com os seguintes teores em peso:

- Carbono, menores que 0,12%;
- Manganês, menores que 2,20 %;
- Silício, menores que 0,80 %;
- Fósforo, menores que 0,040%;
- Cromo e Molibdênio, menores que 1,00 %;
- Enxofre, menores que 0,015 %: para conseguir uma boa conformabilidade a frio, o teor de Enxofre é mantido baixo, definido numa fração favorável à formação de pequenas partículas pela adição de elementos de liga;
- Nióbio e Titânio, menores que 0,15 %: o Nióbio é adicionado nestes aços para aumentar a resistência, adquirida pelo endurecimento por precipitação (envelhecimento), assim como pelo refino do tamanho de grão, por efeito do arrasto de soluto. A adição de Nióbio melhora a microestrutura bainítica, aumentando a resistência e contribuindo para a precipitação de carbonitretos na ferrita com tamanho refinado devido à ação dos átomos de soluto em ligas de baixo Carbono (JIA, 2009). O Titânio é utilizado para restringir o crescimento de grão austenítico durante o reaquecimento da placa, bem como inibir o crescimento dos grãos austeníticos recristalizados durante a laminação a quente (GORNÍ, 2001).
- Alumínio em teores menores que 1,20%: o alumínio é um poderoso desoxidante dos aços, combinado com o Nitrogênio, reduz a suscetibilidade do aço ao envelhecimento

pela deformação, em pequenas adições, impede o crescimento dos grãos dos aços e endurece a ferrita.

- Vanádio deve ter teores menores que 0,20% e o Boro ser inferior a 0,005%: o vanádio em pequenas adições aumentam a dureza a quente e diminuem o tamanho do grão, do ponto de vista da formação de carbonetos, substitui o Molibdênio na proporção de 1% de Vanádio para 2% de Molibdênio. O Boro aumenta a dureza, nos aços austeníticos, aumenta o limite elástico, porém, diminui a resistência à corrosão.

A Tabela 1 mostra a composição química dos aços de fase complexa.

Tabela 1 – Composição química de aços de fase complexa
(THYSSENKRUPP STEEL, 2008)

Tipo de aço	C max	Mn max	Si max	P max	Cr+Mo max	S max	Nb+Ti max	Al max	V max	B max
CPW 800	0,12	2,20	0,80	0,040	1,00	0,015	0,15	1,20	0,20	0,005
CPW 1000	0,17	2,20	0,80	0,040	1,00	0,015	0,15	1,20	0,20	0,005
CPK 60/78	0,12	2,20	0,80	0,040	1,00	0,015	0,15	1,20	0,20	0,005

As propriedades mecânicas dos aços CP são caracterizadas por uma alta resistência, boa conformabilidade, alta absorção de energia e capacidade de deformação com um alongamento mínimo de aproximadamente 10% (LOMBARDO, 2011). Na Tabela 2 a seguir podemos ver as propriedades mecânicas de três tipos de aço de fase complexa.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas de chapas não revestidas de aços de fase complexa
(THYSSENKRUPP STEEL, 2008)

Tipo de aço	Lim. esc. min (MPa)	Lim. esc. max (MPa)	Lim. rup. min (MPa)	Lim. rup. max (MPa)	Along. min A _{5%}	Along. min A _{80%}
CPW 800*	680	830	800	980	-	10
CPW 1000*	720	920	950	1130	-	10
CPK 60/78**	600	700	780	940	-	10

*Laminado à quente / ** Laminado à frio

A presença de uma significativa fração volumétrica de bainita nos aços CP promove um alto limite de resistência à tração, em torno de 800 MPa, com adequado alongamento, aproximando-se de 10 a 15% de alongamento total (MESPLONT, 2003; SHAW, 2002).

Aços CP apresentam uma morfologia bastante peculiar de fases duras (martensita e bainita) e de menor dureza intercaladas, combinadas com precipitados finos e dispersos entre as fases (THYSSENKRUPP STEEL, 2008).

Quando comparado com aços bifásicos (DP), os aços CP apresentam um alto limite de resistência e alto limite de escoamento em torno de 800 MPa ou, às vezes, até mesmo superior (LOMBARDO, 2011).

2.1.4.3 Tratamentos térmicos

Diferentes tipos de microestruturas podem ser obtidas através da mesma composição de um aço. Por isso, é necessário controlar também a formação da microestrutura por meio de tratamentos térmicos apropriados (COOMAN, 2004).

Os aços CP, quando submetidos à tratamentos térmicos (envelhecimento) feitos a temperatura entre 500 à 700°C, podem ter ganhos de resistência acima de 100 MPa. Em adição, componentes fabricados com aço CP com comparáveis propriedades mecânicas podem ser produzidos por conformação em faixas de temperatura de 550 à 650 °C. Depois do tratamento térmico, o efeito *bake hardening* em temperaturas de 170°C e aguardado tempo de encharque (tempo de permanência da ferramenta à temperatura de austenitização) de 20 minutos, a resistência dos aços CP podem ter seus valores elevados acima de 30 MPa, em média, 70 MPa são obtidos em produtos fabricados em aços CP laminados à quente (THYSSENKRUPP STEEL, 2008).

2.1.4.4 Aplicações

As aplicações dos aços CP são favorecidas pela sua alta capacidade de absorção de energia e resistência à fadiga. Mediante a combinação destas duas

características, esta classe de aço AHSS é particularmente adequada para a fabricação de componentes estruturais de segurança de automóvel, destacando-se pilares, vigas de impacto lateral e de para-choque (THYSSENKRUPP STEEL, 2008). Além disso, a boa resistência ao impacto proveniente dos aços CP também os torna apropriados para a fabricação de componentes do sistema de suspensão de automóveis (BHATTACHARYA *et al.*, 2003).

Nos aços CP, com o aumento do limite de escoamento, a deformação plástica tende a diminuir e, por sua vez, a região de estricção torna-se menor. No entanto, em relação aos seus altos níveis de resistência à tração, o aço CP mostra valores de alongamento elevados, o que indica boa conformabilidade para processos a frio (THYSSENKRUPP STEEL, 2008). As Figuras 3 e 4 mostram algumas aplicações do aço CP em produtos estampados.



Figura 3 - Flange para assento estampada em aço CP 600 de 1,5 mm de espessura (LOMBARDO, 2011).



Figura 4 - Reforço de cabine estampado em aço CP 800 de 1,6 mm de espessura (LOMBARDO, 2011).

2.1.4.5 Processamento do aço CP

A microestrutura dos aços CP é de natureza complexa e seu desenvolvimento é muito sensível às condições de processamento. Portanto, um melhor controle dos parâmetros do processo é necessário para otimizar a relação entre microestrutura e propriedades mecânicas fundamentais. Para atingir isto, é útil desenvolver modelos de microestrutura que podem capturar e prever a formação desta estrutura a partir dos fundamentos metalúrgicos dos aços CP, tais como a sua deformação a quente, recristalização e comportamento da decomposição da austenita (COLPAERT, 2008).

Nenhuma literatura consagrada revela como os fabricantes de aços AHSS realizam o processamento dos aços CP que atendem as demandas da indústria automobilística, mas, por outro lado HAMMER (2007) descreve em sua patente um método de fabricação do aço CP. O método descrito nos próximos parágrafos permite processar produtos de aço plano com alta resistência com menos esforços, permitindo uma ampla gama de dimensões.

Para o processamento do aço CP, HAMMER (2007) utilizou a seguinte composição química em peso: 0,08-0,11% de Carbono; 1,00-1,30% de Manganês; 0,030% de Fósforo; 0,004% de Enxofre; 0,60-0,80% de Silício; 0,05% de Alumínio; 0,0060% de Nitrogênio; 0,30-0,80% de Cromo; 0,060-0,120% em peso de Titânio, sendo o restante composto de ferro e impurezas inevitáveis. O material foi fundido e modelado com uma espessura de 1 - 4 mm.

A fita molde do aço foi posteriormente laminada a quente, com espessura de 0,5 a 3,2 mm, por um laminador em processo contínuo. Sua temperatura final de laminação a quente variou de 900 a 1100 °C, sendo o grau de deformação superior a 20%. As tiras laminadas a quente foram enroladas à uma temperatura de bobinamento variando de 550-620°C, de modo a obter uma resistência à tração mínima de 800 MPa e um alongamento mínimo de 10%. Nos aços CP, normalmente as propriedades são determinadas pela quantidade, tipo e alinhamento das fases da microestrutura. Portanto, pelo menos duas fases existem na microestrutura (ferrita, martensita, podendo ter ainda bainita). Como resultado, estes aços possuem uma resistência mecânica superior, combinada com boa conformabilidade, se comparados com os aços convencionais (HAMMER, 2007).

Apenas como complemento à descrição do processamento patenteado por HAMMER (2007), deve-se ressaltar que composição química e o processamento do material, devem ser concebidos de forma a reduzir a estabilidade da austenita, formando constituintes duros para se atingir a resistência mecânica necessária no aço (HELLER e NUSS, 2003; ZHU *et al.*, 2005; ALTAN *et al.*, 2008).

2.2 Estampagem de chapas metálicas

A estampagem é um dos principais processos de conformação de chapas metálicas, sendo amplamente utilizada na indústria metal-mecânica devido a elevada produtividade, possibilidade de geração de formas irregulares, alto índice de capacidade do processo e baixo custo de produção para grandes volumes (CALDIN, 2006).

Os princípios básicos do processo são caracterizados pela aplicação de tensões externas a uma chapa de metal, desenvolvidas pela ação de um punção contra uma matriz. A ação conjunta do punção e matriz proporciona a modificação da geometria plana da chapa para uma forma tridimensional definida. A mudança de geometria da chapa ocorre através do controle do escoamento do material, no estado plástico de tensões e deformações, para o interior de uma matriz de estampagem (CALDIN, 2006). A Figura 5 a seguir ilustra um exemplo esquemático da estampagem por embutimento de uma chapa.

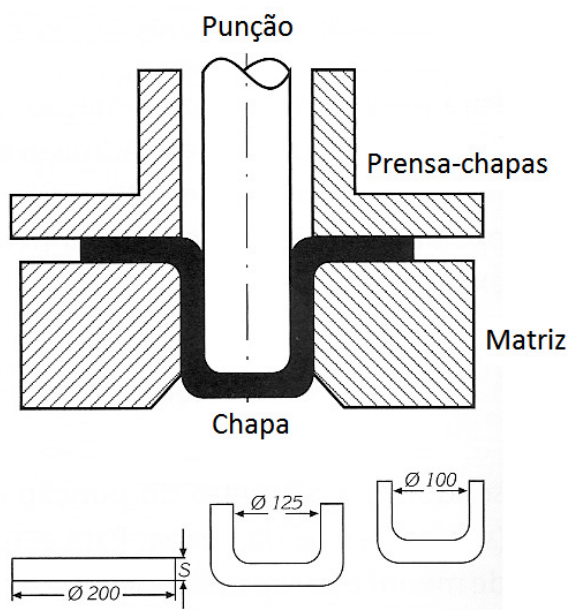


Figura 5 – Exemplo esquemático do embutimento de uma chapa (SCHAEFFER, 2011).

Normalmente, as tensões de tração são predominantes nos processos de estampagem, sendo que as deformações finais são limitadas pelo início da instabilidade plástica causada pela formação de defeitos como a estricção de espessura localizada, orelhamentos ou pelo enrugamento da chapa. O estado limite da conformação do metal não é uma propriedade intrínseca e característica apenas do material, mas é também função da taxa de deformação, do nível de deformação, do ferramental utilizado, da existência de gradientes de deformação e da lubrificação. Há ainda a influência da espessura do material da chapa e dos raios do punção e do ombro da matriz da ferramenta, pois quando a espessura da chapa e os raios do punção e do ombro da matriz são aumentados, eleva-se também o limite de conformação do material (EVANGELISTA, 2000).

Combinações de diferentes processos como a conformação de chapas têm sido empregados com muito sucesso na indústria mecânica. O estiramento e o embutimento são condições de estados de tensão importantes presentes no processamento industrial das chapas metálicas (SCHULER, 1998).

Como o presente trabalho trata da avaliação de diferentes processos de conformação plástica de metais, na sequência é conduzida uma breve revisão da literatura sobre embutimento e estiramento de chapas, curvas limite de conformação, puncionamento de chapas e expansão de furos.

2.2.1 Embutimento e estiramento de chapas

Para BUTTON e BORTOLUSSI (1999) a estampagem por embutimento e estiramento tem como um dos seus maiores usuários a indústria automobilística, pois a competitividade existente entre empresas desse segmento tem provocado grandes transformações na forma de execução dos projetos dos ferramentais para a redução de tempo e custo de desenvolvimentos.

O processo de embutimento corresponde ao processo de estampagem utilizado para modelar chapas planas em produtos com forma específica. É realizado colocando-se uma amostra de tamanho adequado sobre uma matriz de forma definida e comprimindo o metal com um punção para o interior desta matriz, como ilustrado na Figura 5.

Os processos de estampagem como o embutimento e o estiramento devem assegurar ao produto determinadas características mecânicas atribuídas na fase de projeto tais como: resistência mecânica, tolerância dimensional e repetibilidade de produção do produto estampado em função do fornecimento da matéria-prima com características técnicas bem similares entre as partidas. Esses parâmetros conferem ao processo de estampagem viabilidade em sua utilização (LASCOE, 1988).

Normalmente, os processos de estiramento e embutimento são utilizados simultaneamente na indústria automobilística para fabricar painéis complexos das carroçarias dos veículos, e a variável de influência que pode determinar se o processo será efetuado por estiramento, embutimento ou por estado plano de deformações é a ação da carga no prensa-chapas (CALDIN, 2006).

Segundo BRESCIANI *et al.* (1997), o processo de embutimento submete chapas planas a um estado de tensões e deformações que alteram sua espessura durante o processo. O estado típico de tensão varia conforme a posição da retirada do elemento de análise na peça que está sendo conformada. Para peças cilíndricas existem três diferentes estados de tensões, sendo um estado no flange, um estado na lateral e, enfim, um estado de tensões no fundo do copo (Figura 6 a seguir).

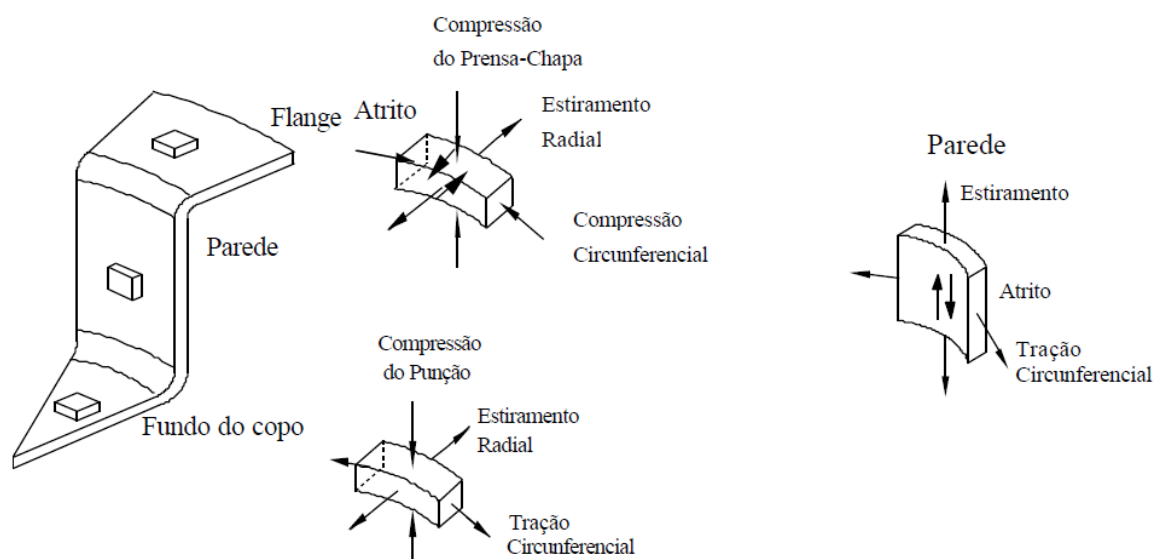


Figura 6 – Estado de deformações atuantes no copo durante o embutimento (BRESCIANI *et al.*, 1997).

Em concordância com BRESCIANI *et al.* (1997), CALDIN (2006) discute que a característica fundamental no embutimento (Figura 7(a), página 22) é a ação de tensões trativas e compressivas. Essa ação de tensões combinadas permite que a chapa seja conformada sob a ação de tensão compressiva tangencial e tensão trativa radial, proporcionando, então, redução de espessura na lateral e aumento na região próxima do flange.

No processo de estampagem de chapas convencional utilizando *draw bead* (Figura 7(b), página 22) a ferramenta é composta por um punção, uma matriz e um prensa-chapas, que age como um freio na chapa durante o processo de estiramento. Por outro lado, no processo de estiramento, a chapa é impedida de deslizar para o interior da matriz devido à ação da carga no prensa-chapas e da geometria do *draw bead*, que geram tensões de tração na chapa durante a penetração do punção, ocasionando a redução da espessura dessa chapa, conforme ilustrado pela Figura 7(b). Em contrapartida, o embutimento é um processo de conformação de chapas no qual a chapa desliza para o interior da matriz, pois há somente a ação do prensa-chapas e não do *drawbead*.

Em processos de embutimento o prensa-chapas é empregado para evitar a formação de rugas na borda das chapas (SCHULER, 1998). Técnicas modernas

foram desenvolvidas para aplicação de forças localizadas no prensa-chapas. Estas técnicas empregam forças independentes em pontos estrategicamente definidos com o objetivo de proporcionar a movimentação e o travamento da chapa em posições distintas. Em processo de estampagem, a ação combinada de travamento e movimentação da chapa possibilita um melhor equilíbrio entre o estiramento e o escoamento do material durante a estampagem, concebendo, conseqüentemente, maiores índices de deformação sem comprometer a integridade da peça (SHULKIN *et al.*, 2000).

EVANGELISTA (2000) discute que os maiores níveis de deformação em chapas estampadas são obtidos através da manutenção das tensões de compressão no plano das deformações. A manutenção das tensões compressivas evita possíveis enrugamentos por permitir controlar o cisalhamento no plano de deformações evitando, assim, a ocorrência dessa falha típica no processo de estampagem.

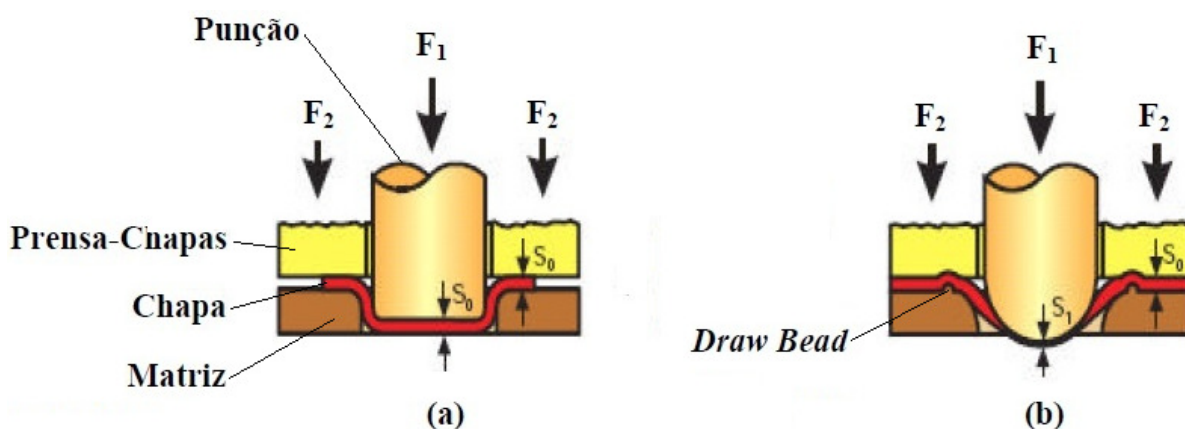


Figura 7 – E embutimento (a) e estiramento (b) de chapas (CALDIN, 2006).

COOK *et al.* (1989) e BUTTON e BORTOLUSSI (1999) apud BATHE (1982) relatam que a complexidade da transformação de forma durante o processo de embutimento é atribuída ao grande número de variáveis envolvidas. Variáveis como velocidade do equipamento, rigidez das matrizes e o atrito desenvolvido durante o embutimento, limitam a aplicação de métodos analíticos para avaliar esses processos de estampagem, pois a capacidade de relacionar muitas variáveis é

limitada nesses métodos. Conhecendo-se tais limitações, estudos envolvendo a simulação por elementos finitos relacionados à estampagem de aços AHSS têm sido realizados com o propósito de estudar as variáveis de processo de forma mais rápida e eficaz (KIM *et al.*, 2007; KIM *et al.*, 2008; KIM *et al.*, 2009).

2.2.2 Variáveis de processo na estampagem de chapas

Entre os diversos fatores que determinam o sucesso ou falha de um processo de estampagem podem ser destacados os raios do punção e da matriz, a folga entre eles, a velocidade de conformação, a lubrificação e a restrição ao escoamento da chapa. As características da chapa, como espessura, coeficiente de encruamento e coeficiente de anisotropia também têm grande importância no processo.

De acordo com o ASM Handbook (1993), tanto a espessura da chapa quanto o raio da matriz oferecem resistência ao escoamento da chapa durante a estampagem. Apesar disso, em muitas operações torna-se necessário um aumento dessa resistência através de uma maior carga no prensa-chapas a fim de se evitar problemas como o orelhamento em produtos estampados.

Até certo limite é possível a estampagem sem prensa-chapas, isto para alumínio e aços de baixo teor de carbono, quando a razão l/t fica entre 1 e 3, sendo l a distância da chapa apoiada sobre a matriz e t a espessura da chapa, Figura 8. Uma forma de se melhorar esta condição seria a utilização de uma matriz com entrada elíptica ou cônica, em ângulos de 30°, 45° ou 60° (ASM Handbook, 1993).

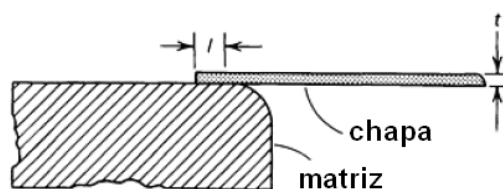


Figura 8 - Distância l de apoio da chapa sobre a matriz (ASM Handbook, 1993).

Segundo o ASM Handbook (1993) a ação do prensa-chapas nas operações de estampagem estabelece forças compressivas sobre a chapa na superfície de apoio sobre a matriz, as quais contribuem para que o material se curve sobre o raio da matriz. Se esta curvatura da chapa ocorre para dentro da matriz durante a estampagem, a deformação na região entre a ponta do punção e a região da fratura da chapa ocorre após o início da estampagem. A força utilizada no prensa-chapas serve para prevenir esta curvatura e a posterior fratura e, normalmente, esta é equivalente a $1/3$ da força necessária para a conformação da chapa. Deve-se levar em conta, no entanto, a espessura da chapa, uma vez que o afinamento do material é decorrente da aplicação de forças de maiores intensidades no prensa-chapas.

Um detalhe importante é que não existem equações que permitam uma quantificação precisa da carga no prensa-chapas. Na maior parte dos casos, este parâmetro é determinado de forma prática em ensaios de estampagem preliminares. A carga no prensa-chapas deve ser o suficiente para se evitar o orelhamento, o que depende do afinamento, da espessura, das propriedades do material da chapa e da lubrificação. Em casos particulares, a determinação da força adequada no prensa-chapas é feita de forma experimental (ASM Handbook, 1993).

PEREIRA *et al.* (2008) analisaram a influência das principais variáveis ligadas ao processo de estampagem destacando a influência do prensa-chapas e do raio do punção na pressão de contato entre o punção e a chapa. É importante relatar que no estudo, os pesquisadores realizaram ensaios práticos de estampagem e utilizaram o método dos elementos finitos (FEM) para simulação numérica da influência do prensa-chapas. Os resultados obtidos foram avaliados através dos ensaios práticos com ferramental que, segundo os pesquisadores, simulava as reais condições dos estampos utilizados na indústria automobilística. A ilustração esquemática do ferramental utilizado por PEREIRA *et al.* (2008) em seus ensaios práticos é apresentada na Figura 9 a seguir.

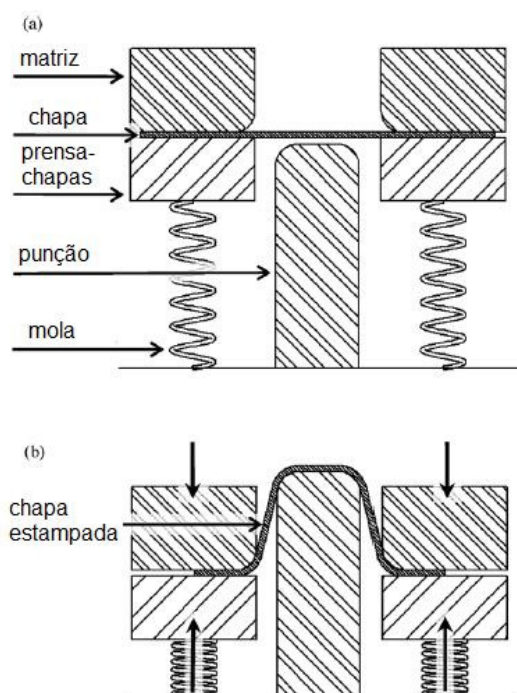


Figura 9 - Ferramental utilizado por PEREIRA *et al.* (2008).

No ferramental utilizado por PEREIRA *et al.* (2008) o controle da carga no prensa-chapas foi feito através de molas a gás, com cargas de 112,5 N, 450 N e 900 N. O autor analisou a pressão de contato a fim de verificar o desgaste do ferramental, porém, o modelo de ferramental apresentado, assim como a metodologia de análise, serviram de base para a verificação da influência da carga no prensa-chapas na geração de trincas no material.

ALTAN *et al.* (2008) também apresentaram em pesquisa anterior um modelo de ferramental utilizado em ensaios práticos de estampagem, o qual serviu como referência para estudo do mecanismo de formação de trincas em aços de última geração. O ferramental utilizado por ALTAN *et al.* (2008), Figura 10 a seguir, mais sofisticado que o utilizado por PEREIRA *et al.* (2008), foi instalado em uma prensa de duplo efeito, pois a almofada da prensa hidráulica era responsável pelo controle da carga do prensa-chapas. Adicionalmente ao ferramental, ALTAN *et al.* (2008) utilizaram um sistema dedicado para monitoramento da força de estampagem a partir de uma célula de carga.

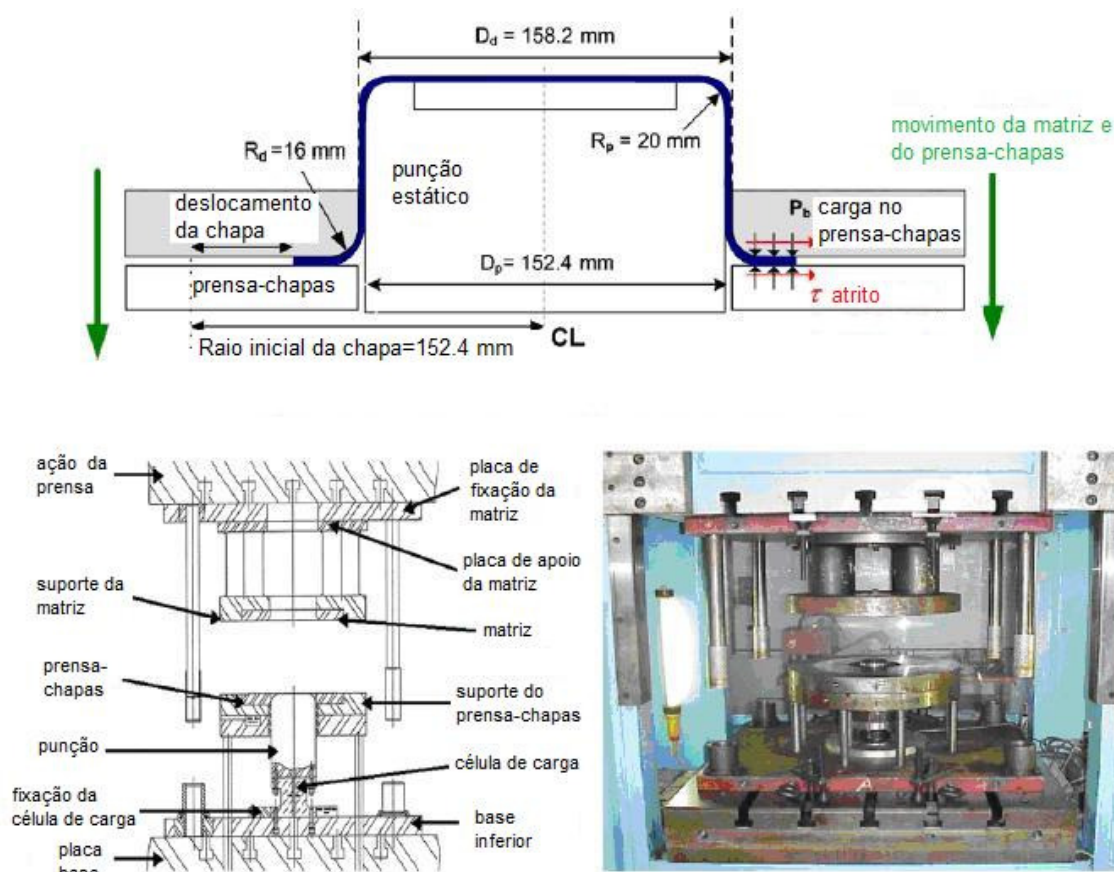


Figura 10 - Ferramental utilizado por ALTAN *et al.* (2008).

Outra variável de grande importância nos processos de estampagem são os raios do punção e da matriz. Segundo o ASM Handbook (1993), como o punção age diretamente sobre a chapa no início da estampagem, a chapa assume o formato dos raios do punção e da matriz, de maneira que as tensões e deformações geradas são similares às que ocorrem no processo de dobramento. A dobra sobre o punção é estacionária, enquanto que sobre o raio da matriz essa dobra é constantemente deslocada, ocasionando um afinamento gradativo. A força para estampagem numa posição intermediária do processo é decomposta em pelo menos três componentes: a força necessária para a dobra da chapa entre o flange e a parede lateral do *blank* estampado; a força necessária para vencer a resistência do prensa-chapas e a força necessária para o estiramento decorrente da compressão circunferencial e radial.

Em função da deformação do material e da resistência ao seu escoamento, a força do punção aumenta rapidamente, atingindo um valor máximo e, gradativamente reduzindo a zero à medida que o material escoar sobre o ombro da

matriz para dentro desta, formando a parede lateral conformada. Como o diâmetro da peça permanece constante, a carga necessária para estampagem depende da dimensão do *blank* ou do recorte.

Os raios do punção e da matriz e o percentual de redução determinam a carga de estampagem necessária. A conformabilidade do material tende a melhorar com o aumento dos raios do punção e da matriz, ou seja, a força necessária para execução do processo diminui a medida que esses raios aumentam (ASM Handbook, 1993), Figura 11.

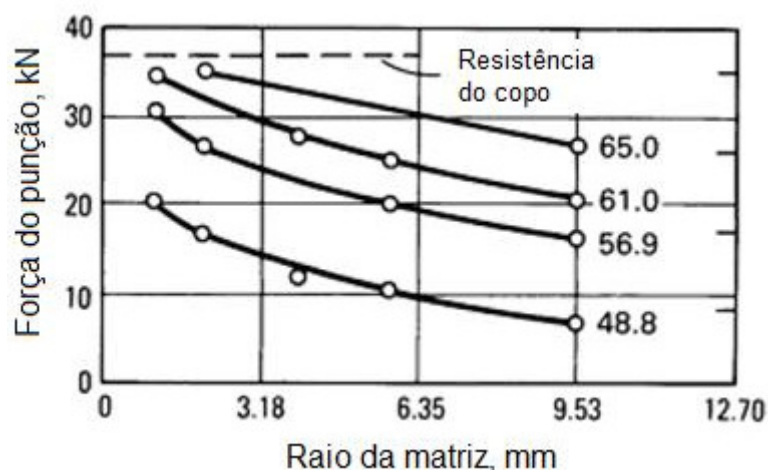


Figura 11 – Efeito do raio da matriz sobre a força de estampagem (adaptado de ASM Handbook, 1993).

2.3 Curvas limite de conformação

A conformabilidade de chapas metálicas é geralmente definida como a capacidade do material deformar-se dentro de uma forma definida sem estrição ou fratura. Cada tipo de chapa pode suportar um determinado limite de deformação, que é usualmente associado ao início da estrição localizada, que eventualmente leva à fratura dúctil da chapa conformada (OZTURK *et al.*, 2005).

Segundo STOUGHTON (2000), a habilidade para determinar a severidade de conformação relativa à ruptura do material, é um fator crítico na análise do processo de conformação das chapas metálicas.

Dessa forma, o ensaio mais utilizado para determinar as propriedades mecânicas das chapas é o ensaio de tração, pois permite obter o limite de resistência, o limite de escoamento, o grau de encruamento e o coeficiente de anisotropia do material. Esse ensaio tem como desvantagem os estados de tensões uniaxiais impostos aos corpos de prova, que não representam os estados de tensões encontrados nos processos reais de estampagem. Em adição, pode ser empregado o ensaio Erichsen, que utiliza uma matriz com abertura circular e um punção hemisférico que proporciona ao material a ser ensaiado, estados de tensões similares aos encontrados em operações de embutimento e estiramento. Os resultados obtidos nesse ensaio servem para julgar a capacidade do material para uso em processos de embutimento (HARPELL *et al.*, 2000; KLEIBER *et al.*, 2002).

O limite de conformação de uma chapa metálica é definido como o estado no qual um afinamento localizado (estricção) na chapa inicia durante a conformação, basicamente levando a uma ruptura. O limite de conformação é convencionalmente descrito por uma curva traçada em um gráfico de deformação verdadeira maior ϵ_1 versus deformação verdadeira menor ϵ_2 (STOUGHTON, 2000).

O conceito da Curva Limite de Conformação (CLC) introduzido por Keeler e Goodwin pode representar satisfatoriamente a conformabilidade de uma chapa, sendo um método amplamente utilizado para determinar o critério de otimização dos processos de estampagem e desenvolvimento das ferramentas (BLECK *et al.*, 1998).

SROUR (2002) relata que através da CLC é possível identificar o modo como ocorrem as deformações e as possíveis causas de defeitos que estão relacionadas com as variáveis do processo, do projeto e do material. Os defeitos de processo estão sempre relacionados à lubrificação, ao ajuste do ferramental e à operação. Por outro lado, defeitos relativos ao projeto estão diretamente relacionados com as geometrias finais dos produtos, geometrias do punção, matriz e prensa-chapas. Quanto a defeitos intrínsecos ao material conformado, estes estão relacionados principalmente a parâmetros como limite de resistência e escoamento não apropriados, baixa ductilidade e coeficientes não apropriados de encruamento (n) e anisotropia normal (R de Lankford).

Segundo KEELER (2002), a determinação da severidade da estampagem pode ser realizada empiricamente através da estampagem de chapas submetidas à

impressão de malha de circunferências de pequenos diâmetros, entre 2,5 mm e 5 mm. Essa malha é impressa na chapa com o propósito de determinar a quantidade de deformação imposta durante o processo de estampagem. À medida que a chapa é estampada, as circunferências são alongadas nas regiões deformadas resultando em uma geometria elíptica que evidencia as direções de deformações máximas e mínimas no material. A geometria elíptica desenvolvida na malha permite a realização da medição das deformações verdadeiras ϵ_1 e ϵ_2 , respectivamente (Figura 12).

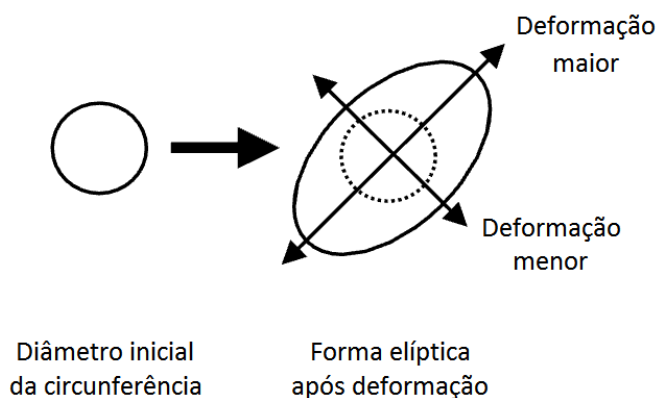


Figura 12 – Deformações na circunferência da malha gravada (adaptado de KEELER, 2002).

A maior deformação verdadeira é positiva, sendo esta obtida a partir do maior eixo da elipse. A menor deformação verdadeira é perpendicular em relação à maior deformação e pode ser positiva, nula ou negativa (KEELER, 2002).

A CLC ilustrada na Figura 13 a seguir é empregada para avaliar a conformabilidade de metais ferrosos e não ferrosos. Baseando-se na quantidade de deformação imposta no processo de estampagem, a CLC possibilita determinar a possibilidade de falha do material durante a operação de estampagem.

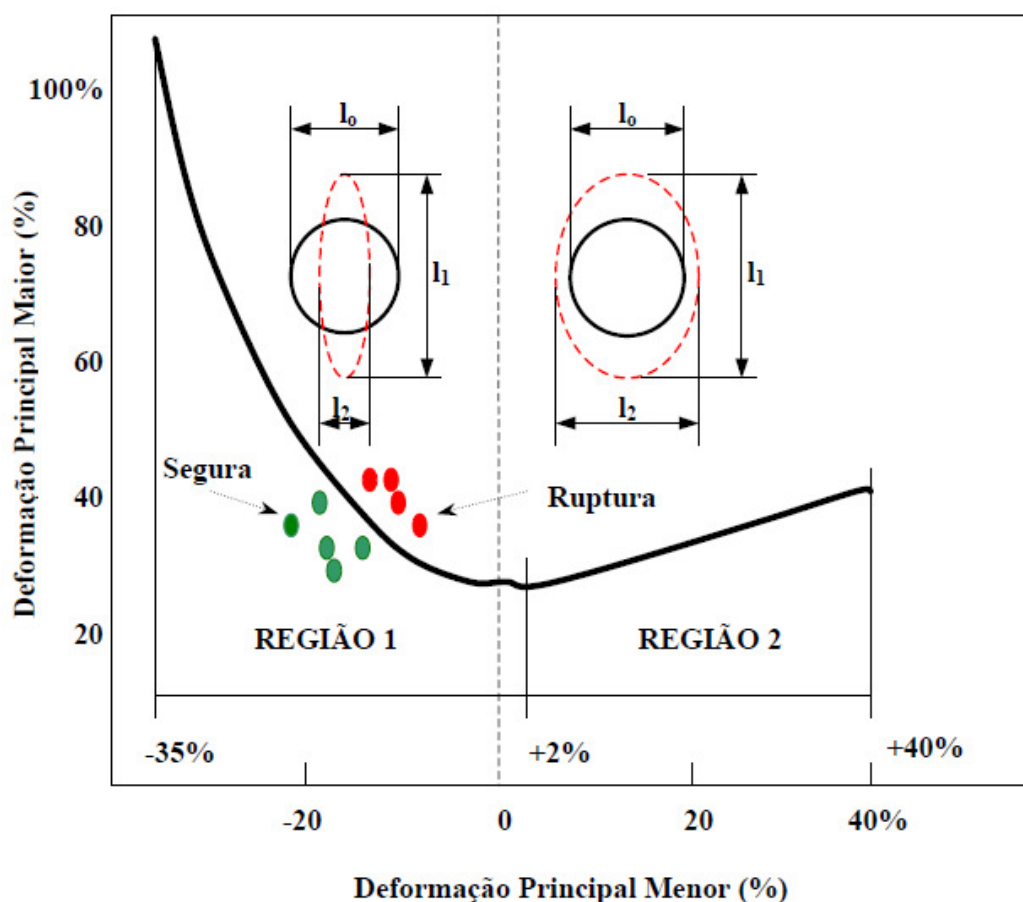


Figura 13 – Representação da curva limite de conformação e das regiões de deformação (adaptado de CALDIN, 2006).

A região 1 definida na Figura 13 indica uma condição de embutimento profundo com a presença de tensões compressivas e trativas, enquanto a região 2 determina uma zona onde as tensões trativas são mais atuantes que as compressivas, favorecendo o estiramento do material. As zonas identificadas pelas elipses localizadas acima da CLC indicam uma elevada probabilidade de ruptura do material se as deformações na chapa durante o processo de fabricação atingirem estas posições no gráfico. Enquanto, as elipses localizadas abaixo da CLC, indicam uma zona segura de deformação durante o processo de conformação (CALDIN, 2006).

Para se obter um carregamento biaxial de tensão no ensaio da CLC, é necessário que o flange do prensa-chapas atue em toda extensão periférica do corpo de prova, simulando a condição de estiramento (condição identificada na região 2 da Figura 13). À medida que a largura do corpo de prova é reduzida, proporcionada pela ação do flange do prensa-chapas em áreas menores, é possível

obter a condição de carregamento tração-compressão, simulando o estado de embutimento (condição identificada na região 1 da Figura 13). A severidade da conformação ou margem de segurança para algum ponto localizado na estampagem é a diferença entre a deformação admissível (CLC) e a frente máxima de deformação efetiva do produto (CALDIN, 2006).

SROUR (2002) descreveu que existem vários métodos para se construir uma CLC, que diferem entre si pelo tipo de ensaio empregado para obter os pontos da curva. Os métodos mais utilizados são o IRSID, Marciniak e o método de Nakazima.

O método IRSID emprega corpos de prova de tração com entalhes nas laterais submetidos ao embutimento em equipamentos destinados aos ensaios Erichsen e / ou Swift.

No método de ensaio proposto por Marciniak, o corpo de prova (CP) é conformado sobre a superfície plana de um punção de seção transversal cilíndrica junto com um espaçador de poliuretano, posicionado entre a chapa e o punção, eliminando dessa forma o efeito desfavorável do atrito e permitindo obter a fratura ou a estricção no fundo plano do corpo de prova (CRIVELLARO, 2003).

O método de Nakazima, atualmente mais utilizado para determinar a CLC, consiste na marcação de uma rede de circunferências sobre a superfície plana da chapa, seguida por um embutimento até a fratura ou início da estricção. Nesse ensaio, chapas com larguras diferentes são conformadas sob a ação de um punção hemisférico ou um fluido pressurizado (OZTURK *et al.*, 2005).

As circunferências gravadas são deformadas, transformando-se em elipses ou circunferências de diâmetros maiores. Dessa forma, as deformações são facilmente determinadas ao longo da superfície da peça ensaiada, através da medição dos diâmetros maiores e menores das elipses. As deformações obtidas na fratura (ou estricção) são traçadas em um gráfico, tendo como eixo da abscissa, a menor deformação principal verdadeira e o eixo da ordenada, a maior deformação principal verdadeira (CALDIN, 2006).

A CLC é construída baseado-se nas deformações principais obtidas de experimentos de estiramento biaxial em amostras com geometrias diferentes. A região sob a curva é considerada segura para alguns modos de deformação particulares, enquanto que a região acima da CLC é considerada ser potencialmente propensa à fratura. Adicionalmente, uma outra curva denominada curva de

segurança é traçada 10% abaixo da CLC com o propósito de garantir a integridade física das peças estampadas. A razão principal para esse procedimento se refere ao fato de que a observação da estrição é um processo subjetivo e depende da precisão do equipamento e capacidade técnica do operador (KEELER, 2002).

Uma CLC mais elevada indica que o material possui maior conformabilidade. A principal análise da conformabilidade é determinar se a quantidade de deformação excede o limite de conformação em algum ponto na peça conformada. Desse modo, quando uma chapa metálica falha por estrição localizada ou fratura durante a conformação, uma solução comum é redesenhar a peça ou mudar os parâmetros do processo de estampagem (KEELER, 2002).

Os ensaios para determinar a CLC podem ser realizados até a ruptura ou início da estrição do material. Para determinar a CLC até a ruptura, deve-se efetuar a medição em elipses deformadas onde a ruptura esteja localizada no centro da elipse (KEELER, 2002).

O método mais comum para a realização das medições é efetuar a medição das elipses localizadas na periferia da zona de estrição, com o propósito de determinar uma condição limite de conformação do material mais conservadora sem a possibilidade da ocorrência de rupturas durante o processamento da peça (KEELER, 2002).

Após a escolha adequada das elipses, a medição deverá ser efetuada com uma escala graduada, paquímetro ou por intermédio de um dispositivo óptico (SROUR, 2002).

Através das medições realizadas nos corpos de prova, é possível determinar as deformações de engenharia e deformações verdadeiras, calculadas a partir das seguintes expressões:

1) Maior Deformação Principal:

$$\text{Engenharia: } e_1 = \frac{l_1 - l_0}{l_0} \quad \text{Eq. 01}$$

$$\text{Verdadeira: } \varepsilon_1 = \ln(1 + e_1) \quad \text{Eq. 02}$$

2) Menor Deformação Principal:

Engenharia: $e_2 = \frac{l_2 - l_0}{l_0}$ Eq. 03

Verdadeira: $\varepsilon_2 = \ln(1 + e_2)$ Eq. 04

onde:

l_0 é o diâmetro inicial da circunferência;

l_1 é a dimensão maior final da elipse;

l_2 é a dimensão menor final da elipse.

A Figura 14 a seguir apresenta três corpos de prova com larguras crescentes e a CLC construída a partir dos resultados obtidos em CP's ensaiados por CALDIN (2006).

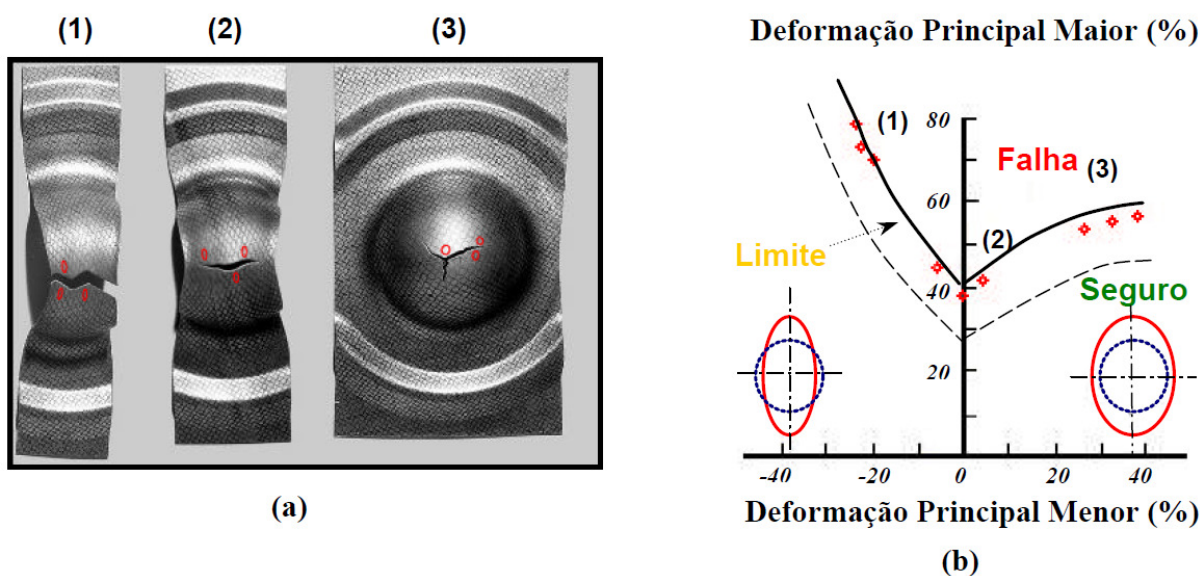


Figura 14 – Deformação dos CP's após os ensaios de conformabilidade (a) e a CLC obtida a partir dos resultados de deformação de cp's (b) - (CALDIN, 2006).

Uma das dificuldades desse ensaio, a qual prejudica a qualidade de seus resultados, relaciona-se à precisão das medidas das circunferências deformadas. Um método desenvolvido por VOGEL e LEE (1990) para a medição de deformações da superfície de uma peça tridimensional deformada possibilitou o cálculo da deformação em toda área visualizada dispensando a determinação da deformação localizada a partir de círculos individuais.

Para o engenheiro de projeto, sistemas automáticos para medição das deformações são ferramentas vitais para o sucesso de um projeto para estampagem de chapas. Isso é comprovado por HSU (2003) a partir de sua pesquisa intitulada *“Comparison of different analysis models to measure plastic strains on sheet metal forming parts by digital image processing”* a qual foi fundamentada no processamento digital de imagens de superfícies de chapas estampadas.

2.4 Expansão de furos

Os aços AHSS geralmente são aços múltiplas fases que apresentam excelente combinação entre alta resistência e boa conformabilidade. Estes aços são bastante sensíveis a operações de pós-processamento em processos de conformação plástica de metais como embutimento e dobramento e tal sensibilidade dificulta na descrição do comportamento em fratura e no prognóstico da ductilidade destes materiais por procedimentos convencionais como a CLC (UTHAISANGSUK *et al.*, 2009). Portanto, o entendimento do comportamento mecânico dos aços AHSS é necessário para que novas aplicações e novos desenvolvimentos de produtos sejam realizados.

Segundo NARAYANASAMY *et al.* (2010) a expansibilidade de furos é um parâmetro de conformabilidade de chapas que são submetidas aos processos de estampagem.

Considerável atenção tem sido dada pelos pesquisadores para estudar a conformabilidade de chapas através da expansão de furos. Alguns estudos têm sido conduzidos com o propósito caracterizar, via expansão de furos, as propriedades mecânicas, conformabilidade de chapas e propagação de trincas em aços AHSS estampados (HYUN *et al.*, 2002; STACHOWICZ, 2008; UTHAISANGSUK *et al.*,

2009; KO *et al.*, 2007; DÜNKELMEYER *et al.*, 2009; WIEDENMANN *et al.*, 2009). Testes para a expansão de furos tem sido considerados como métodos apropriados para determinar o comportamento mecânico de chapas de aço AHSS submetidas a condições de estiramento e flangeamento (MACKENSEN *et al.*, 2009).

Um teste de expansão de furo é uma operação de embutimento realizada em uma chapa pré-furada propositando aumentar o diâmetro do furo, Figura 15.

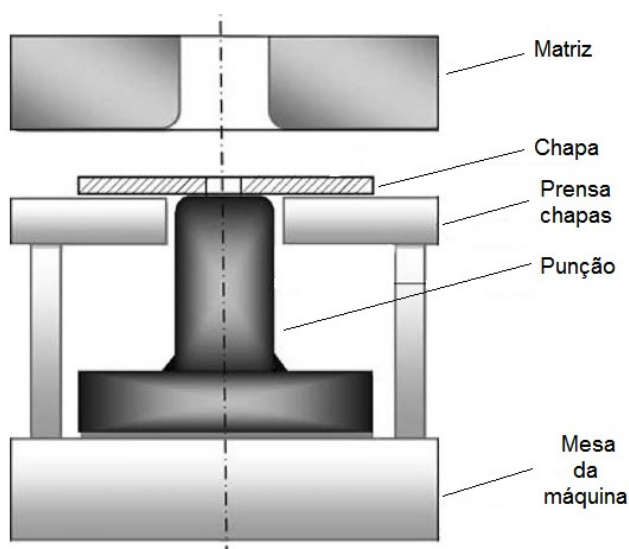


Figura 15 – Montagem esquemática de um teste de expansão de furos em uma prensa hidráulica (adaptado de NARAYANASAMY *et al.*, 2010).

Como processo de fabricação, a expansão de furos tem sido bastante aplicada na estampagem de chapas finas empregando punções e matrizes que produzem estampados com pequenos pescoços, Figura 16.

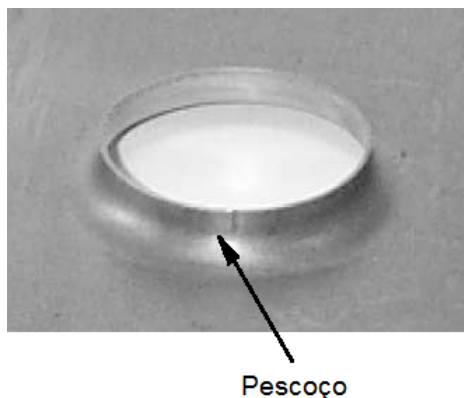


Figura 16 – Pesçoço formado a partir da expansão de furo por flangeamento de uma chapa de aço TRIP (adaptado de HYUN *et al.*, 2002).

Quanto à aplicação de produtos estampados como a da Figura 16, estes são utilizados em montagens combinadas com outros componentes de geometrias distintas (SCHEY, 1992).

O flangeamento é um processo de expansão de furos que tem sido largamente aplicado na conformação de chapas metálicas utilizando punções cônicos (Figura 17 a seguir), punções em forma de domo (Figura 18 a seguir), ou, ainda, uma combinação destas geometrias de punção (UTHAISANGSUK *et al.*, 2009).

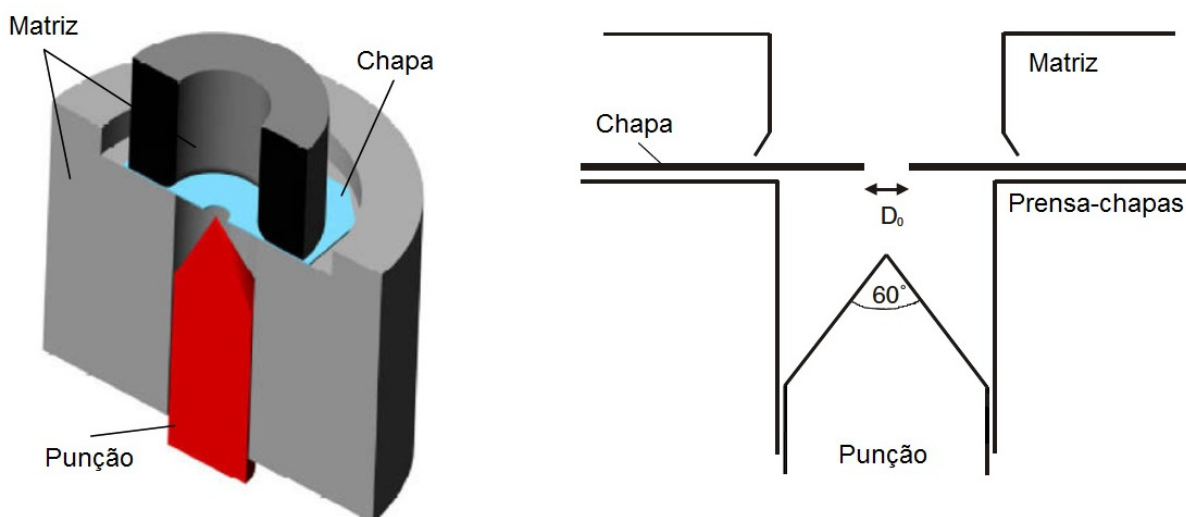


Figura 17 – Processo de expansão de furos com punção cônico (adaptado de UTHAISANGSUK *et al.*, 2009).

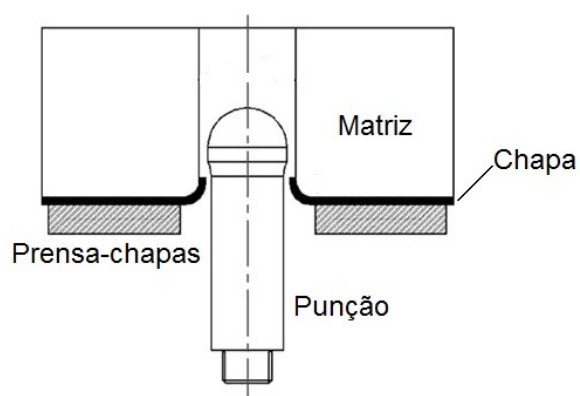


Figura 18 – Processo de expansão de furos com punção em forma de domo (adaptado de HYUN *et al.*, 2002).

Para STACHOWICZ (2008), o processo de flangeamento de furos é limitado, pois o diâmetro máximo a ser flangeado deve ser abaixo daquele onde a falha por nucleação e propagação de trincas pode ocorrer.

O flangeamento de furos é um processo no qual uma chapa metálica com um furo em seu centro é rigidamente fixada por um prensa-chapas e submetida a uma carga onde um punção deforma a chapa dentro de uma matriz via o estiramento desta chapa. Durante o processo, a chapa é dobrada por duas vezes, sendo uma vez em torno do raio do punção e outra vez em torno do raio da matriz (STACHOWICZ, 2008).

Na expansão de um furo a magnitude da deformação da região flangeada é caracterizada pela razão limite de conformação β , a qual é definida como a relação entre o diâmetro d , diâmetro obtido após o flangeamento, e o diâmetro d_0 , diâmetro do furo antes do flangeamento (STACHOWICZ, 2008), Figura 19.

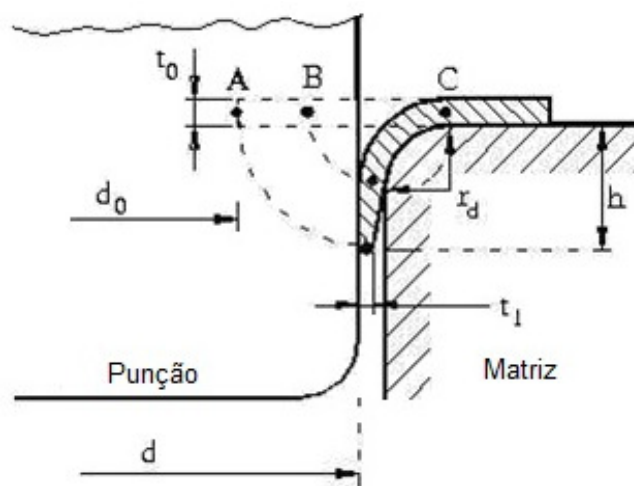


Figura 19 – Representação esquemática de um furo expandido por um punção cilíndrico reto (adaptado de STACHOWICZ, 2008).

A razão limite de conformação β ou razão de expansão de furo (REF) é influenciada pela deformação plástica, alongamento total do pescoço formado e pelos tipos de inclusões presentes no aço estampado (NARAYANASAMY *et al.*, 2010). Segundo SCHEY (1992) a razão β ou REF é um parâmetros potencial de processo que tem boa correlação com o desempenho da produção de autopeças estampadas por embutimento.

De acordo com HUANG e CHIEN (2001), THIPPRAKMAS *et al.* (2007) explicam que a razão β , também chamada de limite de expansão de furo, depende de alguns parâmetros tais como:

- ✓ Propriedades mecânicas do material da chapa.
- ✓ Qualidade superficial dos extremos do furo.
- ✓ Geometria do punção.
- ✓ Diâmetro relativo do furo.
- ✓ Condições de fricção.

Segundo MACKENSEN *et al.* (2009), a razão β representa a avaliação qualitativa da flangeabilidade e estirabilidade de uma material e é calculada de acordo com a seguinte equação:

$$\beta = \frac{(d_f - d_i)}{d_i} * 100\% \quad \text{Eq. 05}$$

Onde:

d_f é o diâmetro médio final no estágio de fratura do corpo de prova.

d_i é o diâmetro específico inicial do furo do corpo de prova.

Devido ao caráter qualitativo do valor da razão β e sua forte dependência no método de expansão de furos, MACKENSEN *et al.* (2009) apud WATANABE *et al.* (2006) sugerem que uma combinação dos valores da razão β com dados específicos de alongamento obtidos em ensaios de tração, do mesmo material cujo furo foi expandido, permitiriam melhorar a caracterização do material.

KO *et al.* (2007) relatam que o processo de expansão de furos difere dos processo de estampagem convencionais, pois as regiões da face do furo não apresentam restrições a propagação de trincas. Esta falta de restrição permite que ocorra a nucleação de trincas a partir destas regiões e que essas trincas se propagem através da chapa durante a expansão do furo.

HUANG (2007) relata que a as maiores tensões desenvolvidas durante o processo de expansão de furos por flangeamento estão concentradas na periferia do furo expandido e a maior deformação desenvolvida aumenta o diâmetro inicial do furo enquanto a espessura nesta região é diminuída. HUANG (2007) também informa que a tensão trativa desenvolvida na direção circunferencial a partir das arestas do furo expandido é a causa geral de falhas por trincas e rasgamento da chapa.

Um método generalizado para prognosticar a ocorrência de trincas em produtos estampados, válido para o flangeamento de furos, consiste em definir a deformação desenvolvida antes da ocorrência da fratura do material por ensaio de tração, definir o limite de deformação baseando-se na teoria de instabilidade plástica e considerar o critério de fratura dúctil no ensaio (HUANG, 2007).

Na expansão de furos por flangeamento, um multi-carregamento com tensões tangenciais trativas e tensões radiais compressivas é desenvolvido e o modo de

deformação nas arestas do furo é uma combinação de dobramento e estiramento (UTHAISANGSUK *et al.*, 2009). Consequentemente, o flangeamento de furos não pode ser estimado precisamente por testes de tração uniaxiais devido ao modo de deformação ser diferente do desenvolvido na tração. A tensão circunferencial desenvolvida em um furo expandido possui um importante papel em comparação a tensão longitudinal na chapa. Quanto às deformações circunferenciais desenvolvidas nas arestas de furos em flanges, estas causam fratura por empescoçamento e rasgamento (HYUN *et al.*, 2002).

Segundo HYUN *et al.* (2002), aços de alta resistência laminados à quente podem facilmente apresentar trincas em regiões superficiais devido a execução de operações de puncionamento, furação por usinagem e cisalhamento. Em concordância com HYUN *et al.* (2002), HUANG e CHIEN (2001), bem como THIPPRAKMAS *et al.* (2007) afirmam que a capacidade de um furo ser flangeado é dependente da ductilidade e da qualidade superficial dos extremos do furo.

HUANG e CHIEN (2001) estudaram a influência do perfil de punções no processo de flangeamento de furos e concluíram que o acabamento das paredes dos furos e a máxima carga imposta pelo punção durante a expansão do furo é dependente do perfil do punção.

Para WANG e WENNER (2002) a deformação circunferencial no furo expandido possui maior influência na expansão que a deformação longitudinal desenvolvida durante o processo. A deformação circunferencial que ocorre nas paredes do furo causa fraturas pelo rasgamento do material ou pelo empescoçamento desenvolvido na região. Em concordância com WANG e WENNER (2002), ASNAFI (1999) relata que o excesso de tensão aplicada, bem como a deformação circunferencial causam rasgamento de material localizado nas paredes dos furos expandidos.

Paredes de furos que apresentam trincas levam a redução da expansividade de furos e chegam a afetar até mesmo a altura efetiva do flange (pescoço) do furo expandido. De forma a solucionar esse problema, THIPPRAKMAS *et al.* (2007) propuseram que os furos das chapas submetidas a testes de expansão fossem obtidos a partir de puncionamento com folgas extremamente pequenas, como as utilizadas no processo de *fineblanking*. No estudo conduzido por THIPPRAKMAS *et al.* (2007), os ensaios e análises realizados permitiram concluir

que furos obtidos pelo processo de *fineblanking* resultam em melhora da expansividade dos furos, bem como numa melhor forma do pescoço ou flange formado durante a expansão. Segundo THIPPRAKMAS *et al.* (2007), essa melhora da expansividade de furos obtidos a partir do *fineblanking* é bastante aparente quando comparada com a expansividade de furos puncionados utilizando folgas tradicionais, geralmente maiores.

2.5 Puncionamento de chapas

Segundo MARCONDES (2009), dentre os processos de conformação mecânica, o puncionamento tem grande importância devido a sua facilidade em executar furos em processos de produção intensiva.

O puncionamento chapas metálicas é um processo de estampagem que permite a obtenção de formas geométricas, a partir de chapas submetidas à ação de pressão exercida por um punção. Quando o punção inicia a penetração no material da chapa, o esforço de compressão converte-se em esforço cisalhante provocando a separação de uma porção da chapa. No processo, a chapa é deformada plasticamente e levada até a ruptura a partir das superfícies em contato com o punção e a matriz (DAL BIANCO, 2003).

O princípio básico do processo de puncionamento é ilustrado pela Figura 20.

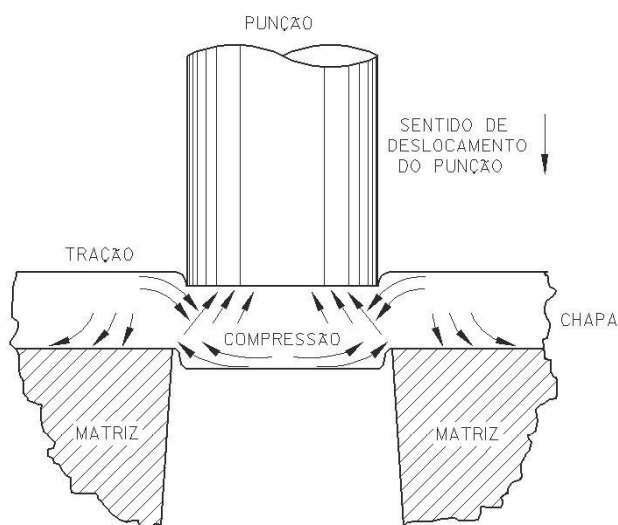


Figura 20 – Princípio do processo de puncionamento de chapas (MELLO, 2001).

Durante o processo de puncionamento, são geradas tensões de compressão e tração no material puncionado, conforme ilustrado na Figura 20. As tensões compressivas são desenvolvidas nas fibras superiores da chapa, logo abaixo do punção, enquanto que as tensões trativas são desenvolvidas nas fibras inferiores da chapa. O desenvolvimento de tais tensões é devido aos efeitos da flexão que agem sobre o metal puncionado (ETO, 2005).

No puncionamento, à medida que ocorre o deslocamento do punção em contato com a superfície da chapa, o material, em estado plástico, se expande para o interior da matriz. Quando o esforço exercido pelo punção se supera a resistência ao cisalhamento do material, ocorre a separação da peça cortada do restante do material da chapa (ETO, 2005).

Devido à elasticidade do material e ao esforço desenvolvido na chapa, uma série de deformações ocorre nas fibras do material ao redor da área puncionada. Tais deformações geram atrito sobre as paredes da matriz e dificultam a expulsão do retalho e a extração do punção a partir do furo da chapa. Mediante este fato, considera-se uma folga entre o punção e a matriz de corte para facilitar tanto a expulsão do retalho como a extração do punção (ETO, 2005).

Quanto às etapas do processo de puncionamento, MARCONDES (2009), em concordância com TARKANY (2004), discute que o processo de puncionamento não é realizado em apenas duas etapas, sendo uma etapa de avanço e a outra o retorno do punção. O processo ocorre em seis etapas, etapas as quais contêm os elementos críticos de todo o princípio do recorte por puncionamento. De acordo com MARCONDES (2009), o entendimento dessas seis etapas realizadas na obtenção de furos pode ajudar tanto na construção da ferramenta quanto na seleção dos aços-ferramenta, bem como na definição da folga entre matriz e punção. As seis etapas do processo do recorte de chapas por puncionamento é esquematicamente representada pela Figura 21.

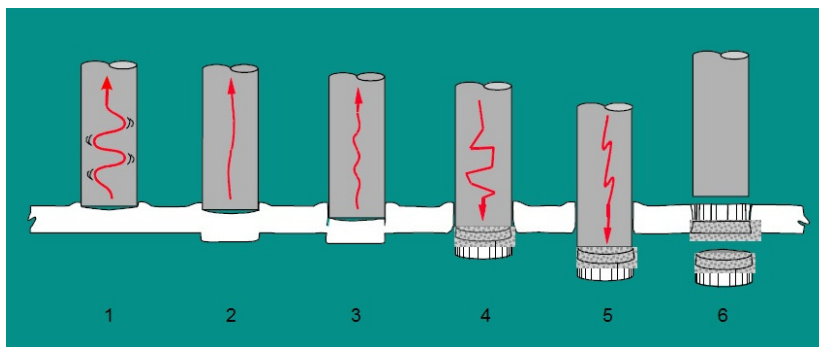


Figura 21 – Etapas do processo de puncionamento de chapas (adaptado de TARKANY, 2003).

Segundo MARCONDES (2009), a primeira etapa é a fase de impacto onde o punção faz o contato inicial com o material. Um carregamento de compressão rapidamente é desenvolvido após o impacto da ponta do punção com a superfície da chapa e, quase que instantaneamente, envia ondas de choque através da punção. O material da chapa é deformado em torno da ponta do punção, como mostra a etapa 1 da Figura 21. A fase de penetração se dá quando a tensão de escoamento do material é ultrapassada e a ponta do punção começa a adentrar a superfície do material. Ambos, punção e matriz começam a cortar seus respectivos lados como mostrado na etapa 2. A alavanca criada pela folga da ferramenta permite que o punção dobre o retalho. O centro do retalho é então deslocado para fora do punção criando um bolsão de vácuo.

Na fase de ruptura uma parte do material é deformada e estirada até seu limite de resistência. O material começa a ruptura entre as arestas de corte do punção e da matriz, conforme a etapa 3. Esse mecanismo gerará a ruptura observada no furo final e no diâmetro externo do retalho. De acordo com MARCONDES (2008) apud KLEIN (2002), na etapa 4 o “estouro” da chapa, também chamado de “*blow-out effect*”, ocorre e faz com que ocorra conicidade nos furos, (Figura 22). O efeito “estouro” torna-se mais intenso com o aumento da espessura e da dureza da chapa (MELLO e MARCONDES, 2006) e quando a tensão limite do material é excedida fazendo com que o retalho se separe repentinamente da chapa (MARCONDES, 2009).

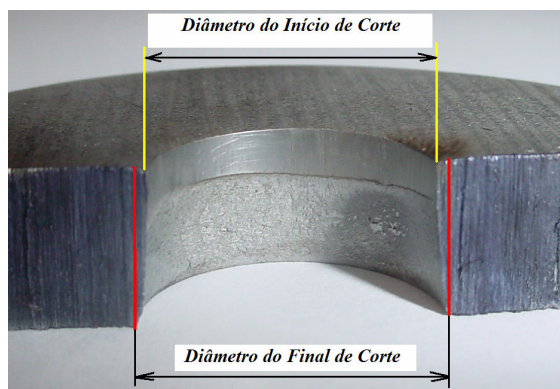


Figura 22 – Conicidade em um furo puncionado em uma chapa de aço LNE 38 de 8 mm de espessura (ETO, 2005).

O descarregamento repentino de pressão sobre o punção gera uma onda de choque inversa que frequentemente pode levar à quebra da cabeça do punção. O choque gerado pelo “estouro” tem uma relação direta com a dureza do material. Quanto mais duro o material maior a onda de choque. O retorno elástico fica na chapa visto que o retalho fraturou de forma livre (MARCONDES, 2009).

Quando o cilindro da prensa alcança o final do seu deslocamento, isto é, atinge o ponto morto inferior, o punção deve penetrar na matriz aproximadamente 0,5 a 0,8 mm (etapa 5 da Figura 21). Uma maior penetração irá propiciar desgaste excessivo no punção particularmente quando se utiliza a folga ótima. Quanto mais profundamente o punção penetrar, mais vácuo ele criará na saída (nas etapas 1, 2 e 3 é possível visualizar a região de vácuo entre a superfície plana do punção e chapa deformada). Esse vácuo provavelmente irá puxar e prender o retalho (MARCONDES, 2009).

A retirada do punção pode gerar cerca de 2/3 do desgaste do punção e ser responsável pela retenção do retalho. A etapa 6 da Figura 21 representa esse mecanismo. Em função da folga ótima produzir furos menores que a dimensão da ponta do punção a partir do retorno elástico do material do *blank* na região perfurada, é criada uma condição que tende a prender a ponta do punção a cada batida. Essa condição pode contribuir para que o desgaste abrasivo na matriz e punção seja excessivo e prejudicial à qualidade dos furos (MARCONDES, 2009).

2.5.1 Folga entre punção e matriz no processo de puncionamento e recorte de chapas

Nos processos de puncionamento e de recorte de chapas metálicas como o *blanking* e o *fineblanking*, a folga é a medida de espaço entre o punção e a matriz de corte. Segundo MARCONDES (2009), a folga de corte entre o punção e a matriz possui um papel importante no processo de puncionamento e esta pode ser determinada como folga por lado ou total. A folga total é o dobro da folga por lado. MARCONDES (2009) relata ainda que como padrão utiliza-se a folga por lado e que essa distância entre as arestas cortantes do punção e matriz deve ser mantida homogênea em torno de todo o perímetro.

SCHAEFFER (1999) relata que para um acabamento adequado na superfície de corte é necessário que a folga seja bem planejada (tipicamente entre 2 a 15% da espessura da chapa a ser puncionada). Folgas insuficientes causam o desencontro das trincas (rasgamento secundário) enquanto que folgas excessivas causam intensa deformação plástica, permitindo a geração de rebarbas e saliências agudas na borda superior do furo.

Segundo MÉROZ e CUENDET (1980), a folga adequada entre um punção e matriz para puncionamento de chapas metálicas pode ser definida como 7% da espessura para metais duros, 6% para metais de média dureza e, de 4 à 5% para metais macios. Por outro lado, ALTAN (1998) relata que a folga ótima de corte está entre 2 à 10% da espessura da chapa, sendo que o valor mais baixo aplica-se a chapas de metais mais finas ou mais dúcteis. Neste mesmo sentido, SCHAEFFER (1999) afirma que a folga recomendada para o cisalhamento de chapas finas de baixo carbono é de 3 à 5 % da espessura da chapa.

Quando a folga é definida corretamente num processo de recorte de chapas, o material abaixo do corte fica rugoso em ambos os lados do retalho/chapa. O ângulo da fratura ideal no recorte de chapas permite uma separação limpa abaixo da banda de corte, visto que as fraturas superiores e inferiores se estenderão uma em direção à outra. Como o ângulo de fratura varia com a folga entre punção e matriz, folgas excessivas, bem como folgas insuficientes, contribuem para que as fraturas superiores e inferiores não se estendam uma em direção à outra. A formação da fratura em ambos os casos irá gerar cortes irregulares (Figura 23), possível aumento

da força de corte e, conseqüentemente, defeitos típicos do processo, tais como rebarbas e conicidade poderão ser mais acentuados (MARCONDES, 2009).

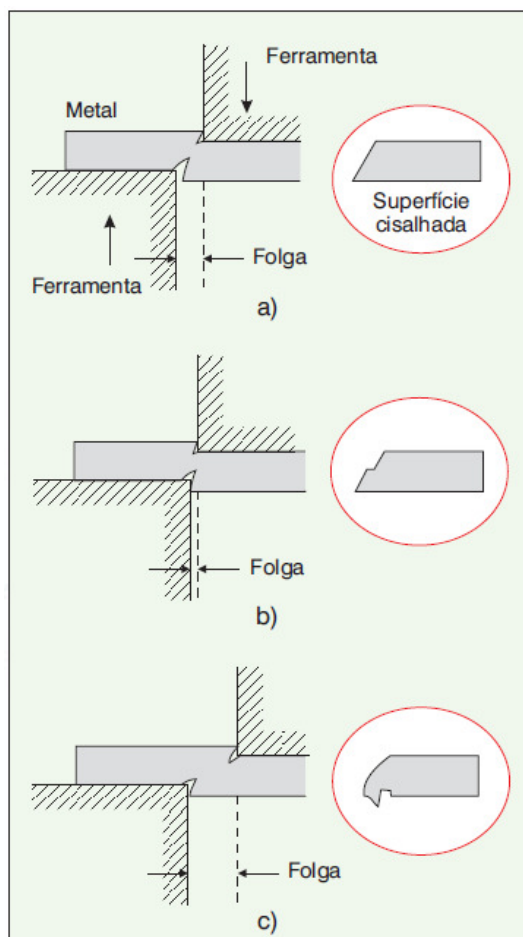


Figura 23 - Efeitos da folga: a) adequada, b) insuficiente e c) excessiva (MARCONDES, 2009).

Para MARCONDES (2009), no puncionamento de chapas de aço convencionais para estampagem, uma regra geral de ferramentaria é utilizar folgas por lado entre 2,4% a 6% da espessura da chapa, pois isto proporciona rebarbas de nível aceitável e bom controle do retalho. A Figura 24 a seguir ilustra a folga entre punção e matriz no processo de puncionamento.

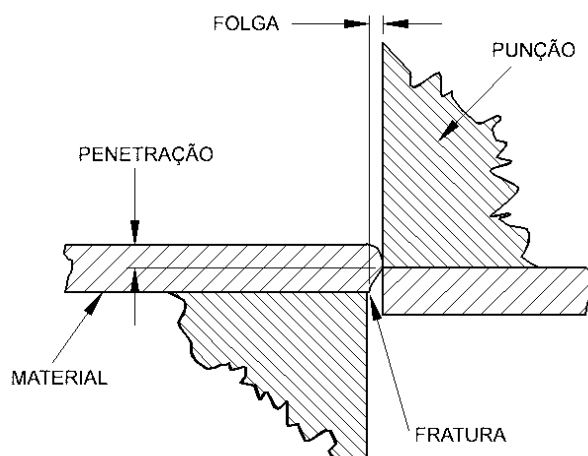


Figura 24 – Folga entre punção e matriz no processo de puncionamento (ETO, 2005).

De acordo com SCHAEFFER (1999), em operações ideais de corte de chapas, o punção penetra em torno de $1/3$ da espessura do material da chapa e logo em seguida inicia-se simultaneamente, a partir das regiões da chapa em contato com o punção e a matriz, a propagação de trincas, as quais são responsáveis pela fratura do material da chapa. A porção de material da chapa que penetra dentro da matriz, porção a qual é chamada de retalho, tem aspecto altamente polido, e apresenta no contorno de corte uma banda brilhante ou zona lisa ao redor dos da região de corte (Figura 25). É importante salientar que nos processos de corte por puncionamento e *blanking* tanto o furo obtido como o retalho da chapa apresentam zonas distintas na superfície cortada, isto é, zona rugosa (superfície da trinca de fratura – faixa de material arrancado), zona lisa (atrito da peça com as paredes da matriz – corte puro) e região arredondada (deformação plástica inicial), conforme ilustrado na página seguinte pela Figura 25 na próxima página. Outro detalhe importante quanto as zonas citadas é que a extensão de cada uma delas é fortemente influenciada pela folga entre punção e matriz (MARCONDES, 2008).

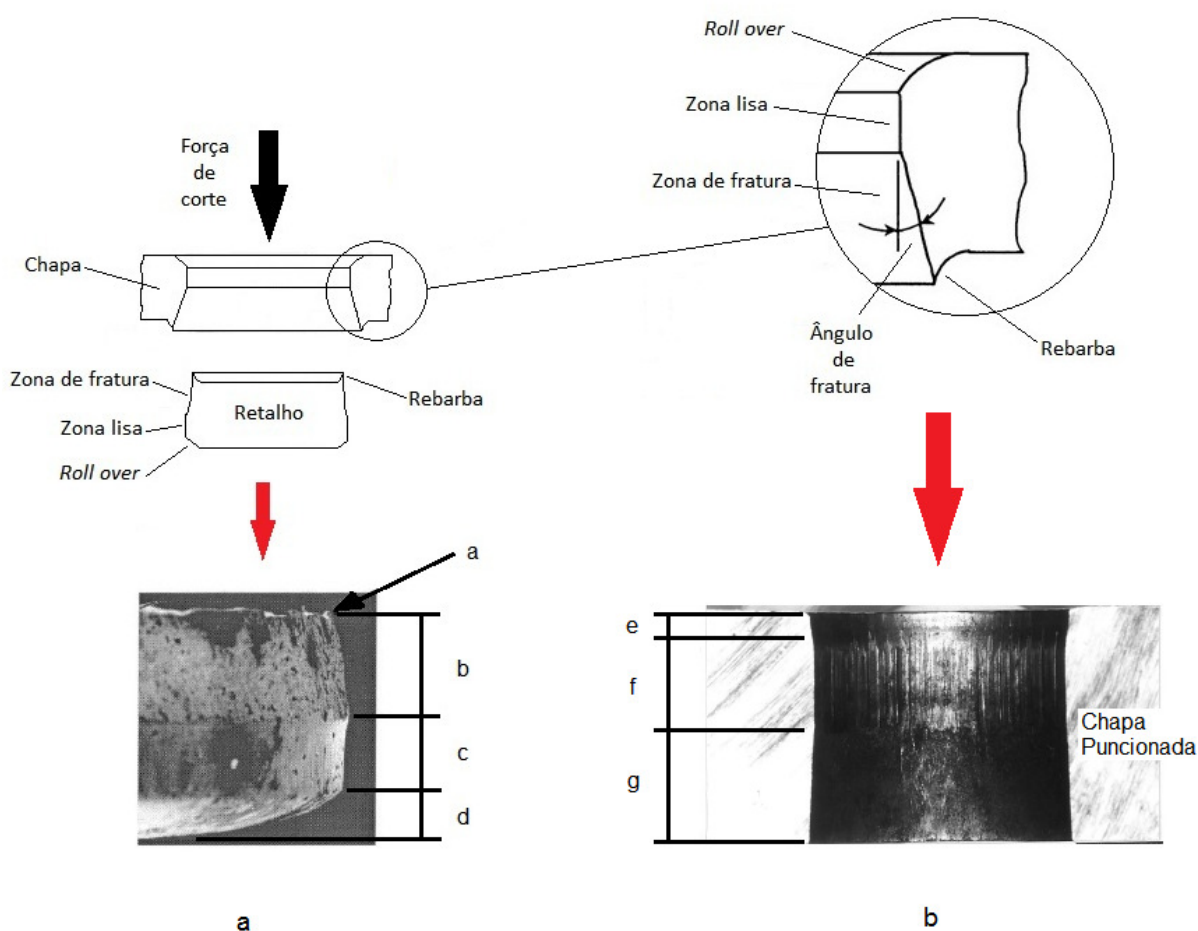


Figura 25 – Ilustração esquemática e macrográfica das regiões desenvolvidas em uma chapa puncionada e no retalho do corte. Regiões no retalho: (a) rebarba, (b) zona de fratura, (c) zona lisa e (e) roll over. Regiões na chapa puncionada: (e) roll over, (f) e (g) zona de fratura (adaptado de HAMBLI *et al.*, 2003; GOIJAERTS *et al.*, 2001; LUO, 1999).

Segundo BRITO (1981), a folga entre punção e matriz é determinante para reduzir a força de corte; aumentar a durabilidade do punção e da matriz e produzir peças segundo as tolerâncias exigidas. BRITO (1981) relata ainda que em condição ideal, a folga entre punção e matriz proporciona o máximo rendimento do estampo e reduz satisfatoriamente a força de corte. Acima desta condição ideal, o autor afirma que o aumento da força de corte é observado nas operações de puncionamento e pode ocorrer a ruptura da matriz ou do punção.

Em concordância com BRITO (1981), LIN *et al.* (2008) relatam que folgas mal dimensionadas são as maiores causas da ruptura de matrizes para puncionamento, bem como da perda de qualidade no acabamento final da peça produzida. BRITO (1981) afirma que a precisão do produto obtido no processo de corte com ferramentas simples depende da precisão de construção do punção e da matriz.

BRITO (1981) ainda discute que quando a folga é insuficiente, têm-se maior força de corte no processo, rebarbas no produto e desgaste intenso no punção e na matriz, reduzindo drasticamente a durabilidade do ferramental de puncionamento. No caso de folgas excessivas, grande quantidade de rebarba, deformação e conicidade na aresta recortada são geralmente desenvolvidas nas chapas puncionadas.

Para ALTAN (1998), uma folga adequada entre punção e matriz depende da espessura da chapa, da tensão e força de cisalhamento aplicadas, da geometria de corte da chapa e da qualidade exigida da superfície cortada. Segundo o autor, folgas de corte maiores que a ideal geralmente reduzem a força necessária para cisalhar o material da chapa, reduzindo, desta forma, o desgaste da ferramenta. Por outro lado, o autor relata que folgas menores que a ideal permitem que a qualidade da superfície cortada seja melhorada e que maior precisão seja obtida no furo.

Quanto às folgas insuficientes, MARCONDES (2009) discute que quando este tipo de folga é empregado, é comum o aparecimento de marcas em forma de anéis na ponta do punção. Para este pesquisador, tal ocorrência indica que a chapa teve recuperação elástica durante a etapa de estouro no processo de puncionamento (conforme a etapa 4 da Figura 21). Neste caso, a redução do diâmetro do furo devido ao retorno elástico acarreta no agarramento da ponta do punção e, conseqüentemente, na geração de marcas em sua ponta. MARCONDES (2009) ainda relata que além de influenciarem no retorno elástico do furo puncionado, as folgas insuficientes também geram aquecimento na ponta do punção. Segundo o pesquisador, o aquecimento prejudica as propriedades obtidas no tratamento térmico e, conseqüentemente, reduz a vida tanto do punção quanto da matriz.

A folga entre punção e matriz tem um papel importante no processo de corte. A seleção da folga influenciará na vida da matriz ou punção, na força de corte, na força de extração e na precisão dimensional. No processo de corte, alguns fatores como a folga entre punção e matriz, a velocidade do punção, a geometria da ferramenta e as propriedades mecânicas dos materiais influenciam na qualidade da seção transversal e precisão da dimensão (FANG *et al.*, 2002). A produtividade e qualidade em processo de corte de chapas metálicas podem ser avaliadas pela altura da rebarba da borda recortada após o corte (HAMBLI, 2002).

Segundo MARCONDES (2009), é importante realizar uma análise detalhada do efeito da folga de puncionamento nas características do furo quanto ao

percentual de cisalhamento de aspecto polido, na geração de rebarbas e, na relação entre o tamanho do furo e a espessura da chapa.

Nos últimos dez anos uma série de estudos utilizando o método dos elementos finitos (MEF) tem sido conduzidos com o propósito de permitir melhor entendimento sobre a ação das folgas entre punções e matrizes e as demais variáveis envolvidas no processo de corte de chapas (FAURA *et al.*, 1998; SAMUEL, 1998; HAMBLI e POTIRON, 2000; KOMORI, 2001; GOIJAERTS *et al.*, 2001; FANG *et al.*, 2002; RACHIK *et al.*, 2002; HAMBLI e GUERIN, 2003; HATANAKA *et al.*, 2003; SHIM *et al.*, 2004; HILDITCH e HODGSON, 2005).

Além de uma série possibilidades de análise permitidas pela simulação com o MEF, LUO (1997) relata que a simulação permite avaliar adicionalmente a qualidade de uma peça puncionada. Neste sentido, SHIM *et al.* (2004) realizaram uma série de avaliações com MEF e experimentais do recorte de chapas de ligas não ferrosas considerando folgas entre punção e matriz distintas, variando em 5%, 10%, 15% e 25% da espessura das chapas. Tais avaliações permitiram concluir que análises realizadas por simulação com MEF permitem chegar a resultados coincidentes em termos de análise de altura de rebarba quando comparados com os resultados experimentais obtidos pelos mesmos pesquisadores. SHIM *et al.* (2004) também argumentam que simulações permitiram concluir que a altura de rebarba gerada no recorte das chapas de liga de alumínio e de liga de cobre podem ser diminuídas com o decréscimo do raio de corte do punção e da matriz de recorte. Outro ponto importante relatado por eles é que o método dos elementos finitos torna possível evidenciar as zonas formadas na superfície cisalhada, tais como *roll over*, zona lisa, zona de fratura e rebarbas. Os autores ressaltam que isso faz do MEF uma ferramenta bastante útil para evitar a formação de defeitos em produtos puncionados.

Em estudo anterior, FAURA *et al.* (1998) propuseram uma metodologia com MEF para se obter a melhor folga (c) entre punção e matriz para um dado material de espessura (t) a ser cortado. De acordo com as investigações conduzidas, FAURA *et al.* (1998) assumiram que a folga ótima entre punção e matriz é evidenciada quando o ângulo de direção de propagação de trincas (α) coincide com a o ângulo diagonal (Θ_d) formado entre as arestas de corte do punção (A) e da matriz (B) no momento em que a penetração do punção (Up) na chapa, Figura 26 a seguir. Em

concordância com trabalhos experimentais anteriores (MAEDA e AOKI, 1974; GARCIA, 1997), as simulações com MEF conduzidas por FAURA *et al.* (1998) mostraram que a folga ótima para o recorte de chapas de aço AISI 304 de 1 mm de espessura varia entre 11% e 12% da espessura da chapa.

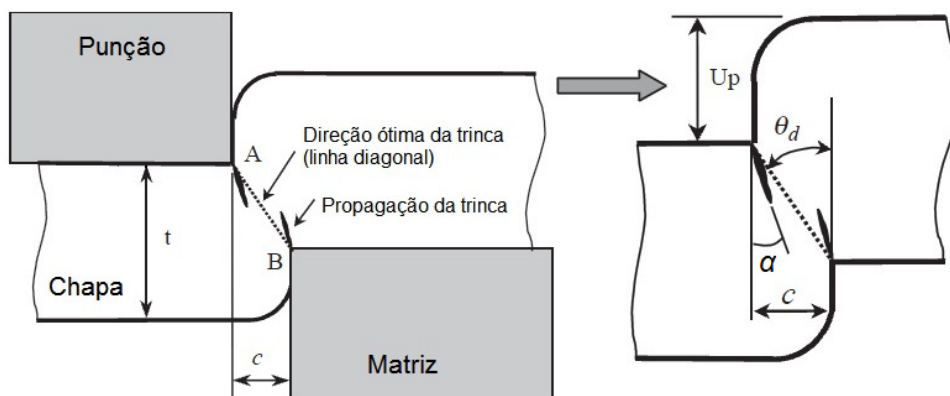


Figura 26 – Ângulo de propagação de trinca e ângulo direcional (adaptado de HAMBLI e GUERIN, 2003).

Segundo HAMBLI e GUERIN (2003), vários estudos experimentais mostram que os aspectos mecânicos e geométricos das arestas cisalhadas durante o processo de recorte de um dado material são afetados por parâmetros como a folga entre punção e matriz, desgaste do ferramental e a espessura da chapa. Eles também relatam que no processo de recorte de chapas, a folga (c), expressada em percentuais da espessura da chapa, é definida pela equação abaixo.

$$c = 100 * \frac{(D_m - D_p)}{2t} (\%) \quad \text{Eq. 06}$$

onde:

D_m , D_p e t são, respectivamente, o diâmetro da matriz, diâmetro do punção e a espessura da chapa.

Em concordância com FAURA *et al.* (1998), HAMBLI e GUERIN (2003) afirmam que a folga ótima só é obtida quando o ângulo diagonal (Θ_d) e o ângulo de propagação de trinca (α) coincidem e uma forma para calcular o ângulo diagonal pode ser feita empregando a equação abaixo.

$$\theta_d = \text{Arc tang} \left(\frac{c}{t - U_p} \right) \quad \text{Eq. 07}$$

onde:

c e U_p são, respectivamente, a folga e a penetração do punção correspondente à iniciação da trinca.

Embora vários fatores influentes no corte por cisalhamento de chapas já tenham sido investigados extensivamente em estudos anteriores (CHANG, 1951; CHOY e BALENDRA, 1956; BALENDRA e TRAVIS, 1970; FUKUI *et al.*, 1971; KOUICHI e KAZUYOSHI, 1992), SAMUEL (1998) analisou o processo de recorte de chapas via FEM considerando fatores como raios de matrizes e punções, folgas, bem como as propriedades mecânicas de chapas de aço acalmado com alumínio laminadas à frio e chapas recozidas do mesmo material. A partir de simulações via FEM e comparações com resultados experimentais por ele obtidos, relatou as seguintes conclusões:

- 1) A profundidade de penetração do punção até o início da nucleação de trincas na chapa aumenta com o aumento do raio do punção e da matriz, enquanto que a deformação plástica total e as tensões de Von Mises desenvolvidas na operação diminuem com a diminuição dos raios do punção e da matriz.
- 2) As deformações plásticas aumentam com o aumento da folga entre punção e matriz.

- 3) Raios de punção e matriz elevados suprimem a nucleação de trincas a partir da aresta de corte da ferramenta. Além disso, aumentam a penetração da ferramenta, a altura da rebarba formada, a rugosidade das paredes do corte e diminuem a extensão da zona lisa. A altura das rebarbas, bem como o ângulo da zona de fratura são maiores nos recortes de chapas recozidas que nos recortes realizados em chapas laminadas à frio.
- 4) Embora o modelo de MEF definido para avaliar a formação de trincas no processo de recorte de chapas seja capaz de determinar o início da formação da trinca, é claramente incapaz de prognosticar a propagação da trinca.

HATANAKA *et al.* (2003) realizaram simulações via MEF do processo de recorte de chapas de aço considerando um modelo rígido plástico, várias folgas entre punção e matriz e forças de prensa-chapas distintas, as quais os permitiram sumarizar as seguintes conclusões:

- 1) A profundidade do *roll over* aumenta com a folga e com a penetração do punção. Apesar disso, quando a folga é pequena, o aumento da profundidade do *roll over* parece cessar quando a razão entre a profundidade de penetração do punção (s) e a espessura da chapa (t_0), s/t_0 , é em torno de 0,2. Em folgas maiores, a profundidade do *roll over* aumenta até que a nucleação da trinca inicie e tal profundidade é fortemente afetada pela força imposta pelo prensa-chapas.
- 2) A profundidade da zona lisa aumenta com a penetração do punção e a folga, mas quando a profundidade de penetração do punção ultrapassa a razão s/t_0 de 0,2 a extensão da zona lisa aumenta quase que proporcionalmente com a penetração do punção. A taxa de aumento da zona lisa torna-se maior com a diminuição da folga entre punção e matriz. A extensão da zona lisa é fortemente influenciada pela força de prensa-chapas.

- 3) A profundidade de penetração no momento em que as trincas começam a nuclear depende da folga. Para folgas de 10% e 5% a razão s/t_0 é em torno de 70% e 65%, respectivamente. A extensão da zona lisa aumenta com a diminuição da folga.
- 4) Quando a folga é pequena, na região onde há contato entre as arestas do punção com a chapa e a chapa com as arestas da matriz, as trincas propagam-se em linha reta e suas pontas se conectam quando determinada penetração do punção é alcançada. Em folgas grandes a trinca se propaga somente a partir da região de contato com o punção e um orifício é formado na parede da chapa recortada. Essa diferença no comportamento de propagação da trinca resulta do estado de tensões na zona cisalhada / zona lisa, a qual é afetada pela folga.
- 5) A profundidade de penetração do punção no início da trinca torna-se maior com o aumento da folga. O aumento da extensão do *roll over* e da zona lisa cessam em estágio posterior à nucleação da trinca. Contudo, para uma dada folga, a soma das extensões do *roll over* e da zona lisa no início da propagação da trinca é quase constante, independente da folga. Nesse sentido, pode-se concluir que a extensão da fratura não é muito afetada pela folga.

Apesar de HATANAKA *et al.* (2003) não terem avaliado em seu estudo a formação de rebarbas no processo de recorte, RACHIK *et al.* (2002) fizeram comparações entre resultados obtidos por MEF com resultados experimentais registrados por LI (2000). A seguir, a Figura 27 mostra uma comparação entre os resultados experimentais de LI (2000) e os resultados obtidos via MEF por RACHIK *et al.* (2002).

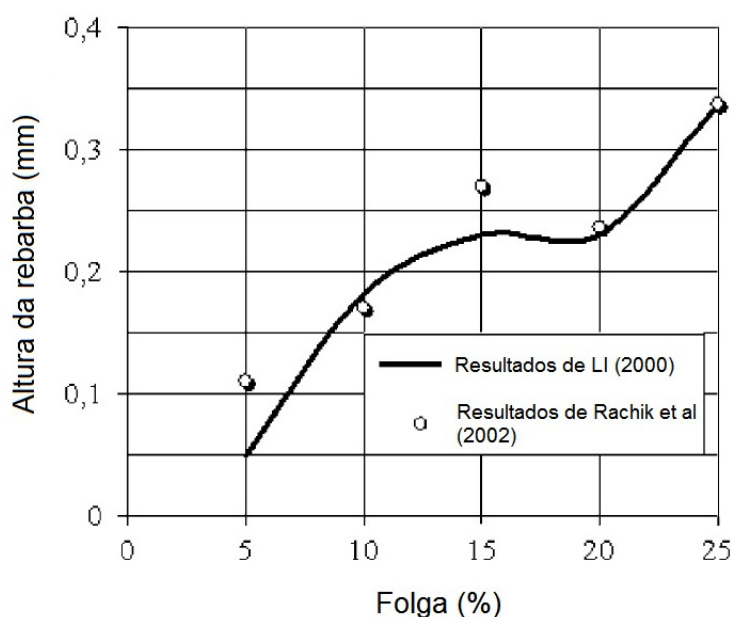


Figura 27 – Evolução da altura da rebarba com a folga (adaptado de RACHIK *et al.*, 2002).

Na Figura 27, verifica-se que existe uma relação entre a evolução da altura da rebarba com o aumento da folga entre punção e matriz. Os resultados obtidos por RACHIK *et al.* (2002) via MEF apresentaram coerência com os resultados experimentais obtidos por LI (2000). A coerência de resultados permitiu que RACHIK *et al.* (2002) concluíssem que o modelo de GURSON-TVERGAARD-NEEDLEMAN utilizado nas simulações foi o que permitiu prever satisfatoriamente a altura da rebarba desenvolvida no processo de recorte de chapas. É importante relatar que o modelo de GURSON-TVERGAARD-NEEDLEMAN é um modelo constitutivo que considera o critério de fratura dúctil nas simulações.

Em concordância com RACHIK *et al.* (2002), HILDITCH e HODGSON (2005) relatam que existe uma relação intrínseca entre a formação de rebarbas e a dimensão das folgas. Os resultados experimentais obtidos por HILDITCH e HODGSON (2005) no estudo do processo de recorte por “trimming” mostraram que a tendência geral para os aços e as ligas não ferrosas avaliados no estudo é de ocorrer o aumento da altura da rebarba com o aumento crescente da folga no processo; mesmo existindo diferentes mecanismos de formação de rebarbas para as duas classes de materiais avaliados.

2.6 Processo de brochamento

Segundo AXINTE *et al.* (2005), o processo de usinagem por brochamento é um processo único se comparado com os demais processos de usinagem, pois as ferramentas utilizadas para a execução do processo permite que sejam realizadas sequências de operações de desbaste e acabamento das regiões usinadas.

O brochamento é um processo de usinagem com alta capacidade de produção em massa. Além disso, é um processo estável que permite produzir peças com tolerâncias apertadas e rugosidades na faixa de R_y entre 8 e 10 μm (ANDRADE, 2009).

Para SUTHERLAND (1997), o processo de brochamento possui grande potencial em aplicações industriais, pois pode ser utilizado na usinagem de peças que devem apresentar características geométricas internas e externas irregulares, diferentes das peças comumente usinadas pelo processo.

Quanto à usinagem de superfícies, uma ferramenta de brochar permite que superfícies planas, circulares e de contornos mais complexos sejam usinadas axialmente através de múltiplos gumes de corte transversais que compõe a ferramenta (AXINTE e GINDY, 2003; ASM, 1989).

O processo compete favoravelmente com outros processos de usinagem como furação, fresamento e alargamento. Apesar da ferramenta de brochar tender a ter alto custo, esse custo é justificado pela alta produção que esse tipo de ferramenta permite obter (SCHNEIDER, 2001).

Duas das principais características do processo de brochamento são a produtividade e a precisão das superfícies usinadas. Além da precisão das superfícies usinadas, a alta consistência da rugosidade obtida faz com que o brochamento seja um processo de usinagem de acabamento preferencial na fabricação de peças de geometrias complexas (AXINTE e GINDY, 2003). Uma outra vantagem é o custo de operação. Apesar do custo inicial da ferramenta ser geralmente alto em comparação a outros processos de usinagem, o custo final por peça produzida por brochamento é baixo devido à alta taxa de produção do processo (DE MOTTER, 2006).

Devido às suas características, esse processo de usinagem tem sido amplamente utilizado pela indústria aeroespacial na fabricação de peças a partir de

materiais de difícil usinabilidade, como, por exemplo, ligas à base de titânio. Adicionalmente, é importante relatar que o brochamento tem sido considerado como primeira opção de processo de usinagem na manufatura de componentes de alta integridade, os quais necessitam de grande precisão (AXINTE e GINDY, 2003).

2.6.1 Princípios de operação

Quanto aos princípios de operação, na usinagem por brochamento o movimento de corte é basicamente linear e caracteriza-se pela utilização de uma ferramenta cortante de múltiplos dentes dispostos em série e de alturas crescentes (STEMMER, 1995). Cada dente da ferramenta de brochar remove uma quantidade pré-determinada de material em uma região pré-definida da superfície da peça (ASM, 1989). A Figura 28 ilustra as etapas de remoção de material de uma superfície plana esquemática a partir de uma ferramenta de brochar superfícies externas.

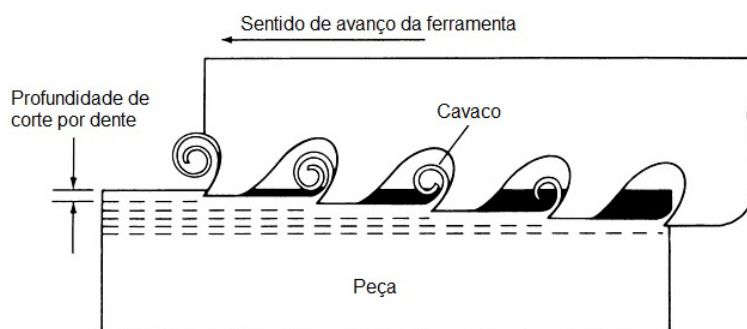


Figura 28 – Remoção de material por brochamento de uma superfície plana externa (adaptado de ASM, 1989).

Ao longo do perfil de uma ferramenta de brochar, os dentes da ferramenta não possuem somente as suas dimensões, mas também as suas geometrias são diferenciadas. Os dentes iniciais da ferramenta possuem um perfil semelhante ao da peça a usinar, enquanto que os dentes finais da ferramenta se aproximam progressivamente da forma final desejada da peça (STEMMER, 1995).

2.6.2 Ferramentas

As ferramentas para brochamento possuem muitas arestas de corte em comparação com fresas e, como o volume de material usinado por um dente é pequeno, a vida útil da ferramenta é prolongada (ANDRADE, 2009).

A ferramenta é o item mais importante do processo de brochamento. Após a produção da brocha, o único parâmetro que pode ser alterado durante o ciclo do processo é a velocidade de corte. Todos os outros parâmetros de corte dependem do projeto da ferramenta, e isso faz com que a geometria da ferramenta seja de grande importância no processo (ANDRADE, 2009).

A maior parte das ferramentas de brochar são fabricadas de aço rápido pois além este tipo de aço oferecer alta resistência ao desgaste, é um material que possui usinabilidade adequada para permitir que os perfis desejados dos dentes de brochar sejam obtidos na fabricação da ferramenta (AXINTE e GINDY, 2003).

Nos últimos anos o processo de brochamento tem passado por uma evolução favorecida pelas novas possibilidades em termos de máquinas-ferramenta e materiais. Não somente o desenvolvimento dos aços sinterizados tem proporcionado alta produtividade e aumento da vida de ferramentas de brochar. A utilização de revestimentos duros tem aumentado ainda mais a vida das ferramentas e possibilitado o crescimento da produtividade devido o emprego de velocidades de corte maiores (ANDRADE, 2009).

2.6.3 Classificação das ferramentas de brochar

Quanto à classificação das ferramentas para brochamento, a Tabela 3 na página seguinte propõe uma classificação destas ferramentas quanto ao tipo de superfície a usinar, modo de aplicação da força de corte, construção, disposição dos gumes de corte, sequência de corte e pela função.

Tabela 3 – Classificação das ferramentas de brochar (STEMMER, 1995).

Classificação das ferramentas de brochar					
Quanto ao tipo de superfície a usinar	Quanto ao modo de aplicação da força de corte	Pela forma de construção	Pela disposição dos gumes	Pela seqüência de corte	Pela função
Interna	Compressão	Sólida	Ortogonais ao eixo da brocha	Escalonamento em alturas crescentes	Para rasgos de chaveta
Externa ou de superfície	Tração	Em seções ou anéis	Oblíquos ao eixo da brocha	Escalonamento lateral, com corte progressivo	Furos redondos
	Giratória	Com dentes postiços		Escalonamento combinado	Endentado
		Tipo pote			Ranhurado
					Ranhurado helicodal
					Raiado
					Alisamento

Mediante apenas a aplicação do processo de brochamento interno por compressão ser de interesse neste trabalho, os próximos itens tratarão de ferramentas de brochar referentes apenas a este processo. Outros tipos de ferramentas citadas na Tabela 3 não serão abordadas neste trabalho.

2.6.4 Brocha interna de compressão

A brocha de compressão é empurrada através da peça, devendo, por essa razão, ser curta em relação à sua seção, a fim de evitar sua flambagem quando sujeita à pressão exercida pelo cabeçote da brochadora. Para isso, o comprimento da brocha de compressão deve ser inferior a 25 diâmetros. Por esta razão, esse tipo de ferramenta é empregado apenas para remover pequenas quantidades de material proporcionando acabamento final superior em furos obtidos por furação ou alargamento (STEMMER, 1995).

Quanto ao princípio de operação de uma brocha interna de compressão, esta deve ser forçada através do furo, quer manualmente ou por aplicação de força utilizando uma prensa. A Figura 29 ilustra uma brocha de compressão para brochamento de furos.

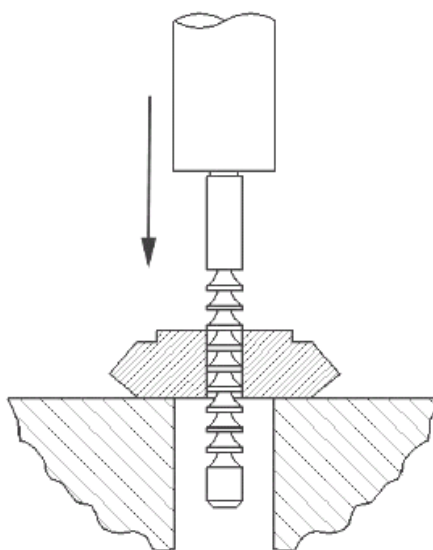


Figura 29 – Brocha de compressão (STEMMER, 1995).

Os principais elementos de uma brocha interna de compressão são apresentados a seguir na Figura 30.

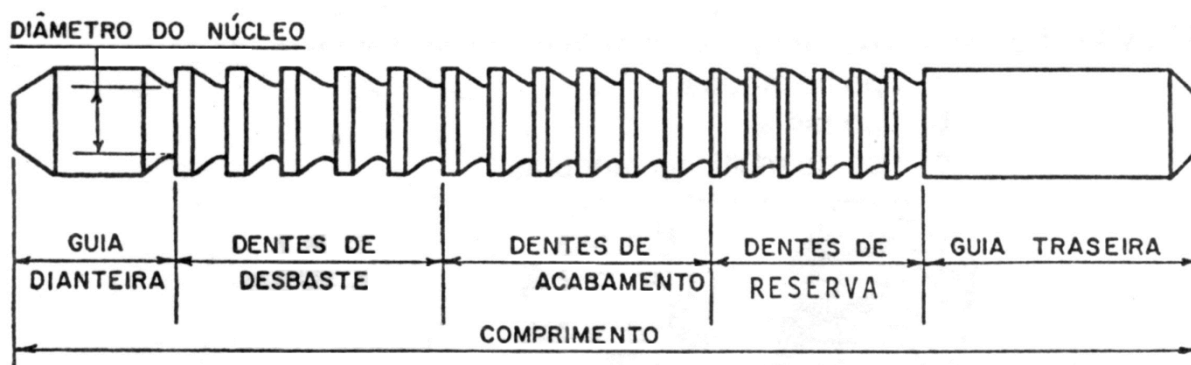


Figura 30 - Elementos de uma brocha interna de compressão (STEMMER, 1995).

2.7 Processo combinado de puncionamento com brochamento

O processo de puncionamento combinado com brochamento consiste em estampar furos empregando uma ferramenta combinada que permite puncionar e, logo em seguida, usinar furos a partir de uma etapa posterior de brochamento (ETO, 2005). A aplicação progressiva desses dois processos de corte distintos, combinados em uma única ferramenta de estampagem, permite obter furos cilíndricos de qualidade dimensional e acabamento superiores se comparados aos furos obtidos pelo processo convencional de puncionamento (MARCONDES *et al.*, 2008).

Segundo ETO (2005), uma ferramenta de puncionamento combinado com brochamento apresenta vantagens como rapidez na obtenção dos furos, estabilidade do processo e elevada qualidade dimensional. O autor afirma que o uso de ferramentas combinadas de puncionamento com brochamento é ideal para a furação de chapas de aço, pois a conicidade desenvolvida em furos convencionalmente puncionados é eliminada com a ferramenta combinada.

A conicidade em furos puncionados em chapas espessas ocorre devido ao “estouro” da chapa, sendo tal efeito chamado pela literatura especializada por “*blow-out effect*” (ALTAN, 1998; SOCIETY OF MANUFACTURING ENGINEERS, 1990). Esse efeito torna-se pior com o aumento da dureza e da espessura da chapa puncionada (ETO *et al.*, 2008).

A solução tradicional para eliminar a conicidade proveniente do estouro da chapa é submeter a chapa puncionada à processos convencionais de usinagem

para alargamento ou escareamento dos furos. Apesar disso, essas operações alternativas de usinagem tornam o processo de furação de chapas demasiadamente lento e economicamente inviável para chapas estampadas (ETO *et al.*, 2008).

Máquinas combinadas de puncionamento e corte à *laser* tem sido utilizadas para eliminar defeitos típicos em furos estampados. Embora tais máquinas aliem a produtividade do puncionamento com a flexibilidade do corte à *laser*, o custo do processo ainda permanece muito caro se comparado com o puncionamento convencional (ETO *et al.*, 2008). Nesse sentido, o puncionamento combinado com brochamento é uma ferramenta que apresenta os benefícios de um processo de alta qualidade dimensional aliado com o alto desempenho dos processos de estamparia e, por esse motivo, tende a se tornar uma ferramenta excepcionalmente útil, principalmente na indústria automobilística (ETO, 2005).

Quanto aos princípios básicos do processo, ilustrado pela Figura 31 na página seguinte, ETO (2005) descreve da seguinte forma as etapas do puncionamento combinado com brochamento: a ferramenta combinada toca a superfície da chapa (Figura 31(a)), causando a deformação desta contra uma matriz (Figura 31(b)) até a sua ruptura (Figura 31(c)) da mesma forma que em um processo de puncionamento convencional. Após a ruptura, o punção ao contrário do processo de puncionamento convencional que retorna para fora da chapa, continua a descer, neste momento os dentes instalados na parte superior do punção e com diâmetros maiores do que a parte inferior, iniciam o processo de brochamento da chapa (Figura 31(d)). À medida que os diâmetros maiores dos dentes da brocha penetram na chapa, o diâmetro do furo aumenta tal qual um processo de brochamento gerando uma quantidade adicional de cavacos até que o último dente da brocha ultrapasse a parte inferior da chapa (Figura 31(e)). Quando o punção combinado usina totalmente a chapa e sua seção com alívio fica dentro do furo, a extração do punção é então realizada (Figura 31(f)), deixando, como vantagens, um furo de acabamento superficial superior e ausente da conicidade observada em furos convencionalmente puncionados em chapas espessas ou chapas de aços mais duros.

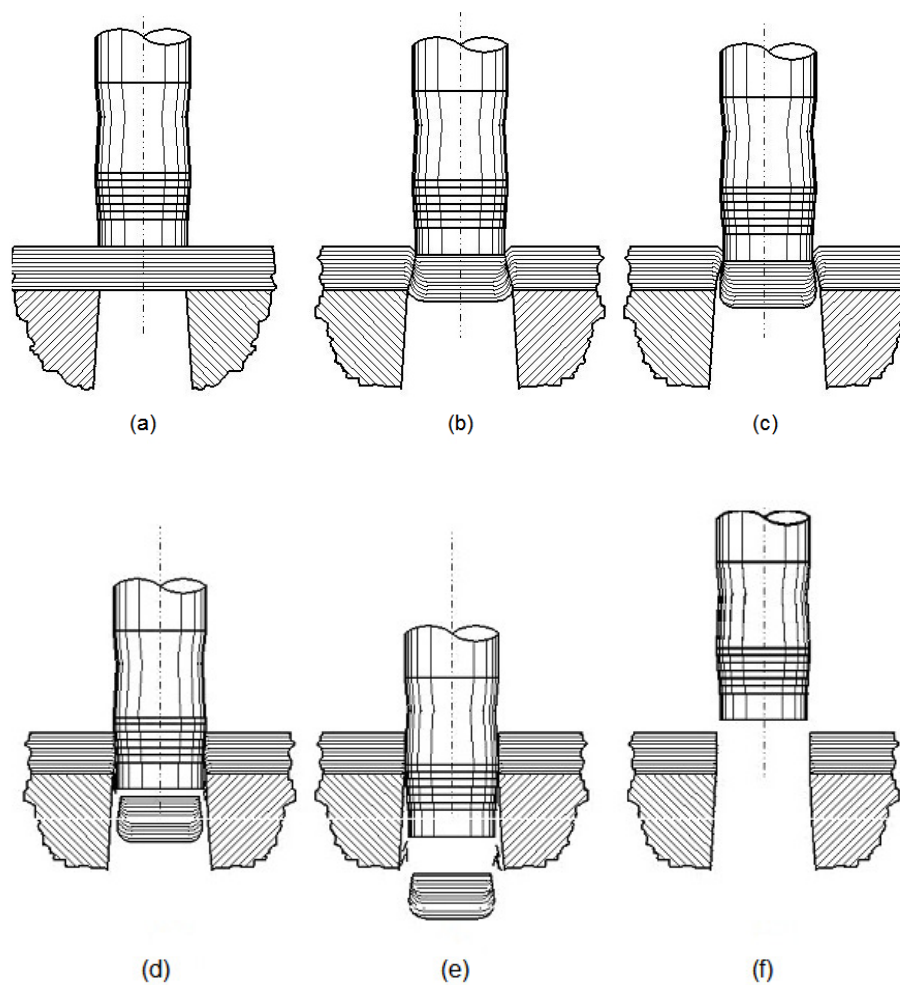


Figura 31 – Etapas do processo combinado de puncionamento com brochamento (ETO, 2005).

De acordo com MELLO (2001), o uso de uma ferramenta combinada de puncionamento com brochamento é viável, pois os furos obtidos apresentam elevada precisão e excelente acabamento superficial sem comprometer a produtividade. A Figura 32 a seguir ilustra a superfície acabada de um furo obtido por uma ferramenta combinada de puncionamento com brochamento.

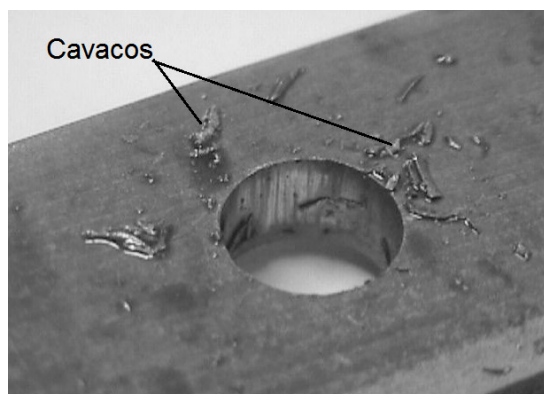


Figura 32 – Superfície acabada de um furo obtido por puncionamento combinado com brochamento (MELLO e MARCONDES, 2006).

Poucas pesquisas foram realizadas aplicando o processo combinado de puncionamento com brochamento. Esse novo processo de obtenção de furos foi inicialmente proposto por MELLO (2001) e ETO (2005), MELLO e MARCONDES (2006) e ETO *et al.* (2008) empregaram esforços para avaliar o processo mais aprofundadamente. Em todos os trabalhos citados, foram estudados diferentes diâmetros e diferentes configurações da geometria das arestas de corte de ferramentas combinadas, avaliadas a eliminação da conicidade, estabilidade dimensional dos furos, rugosidade e a influência de meios lubri-refrigerantes no processo.

A pouca quantidade de pesquisas realizadas anteriormente mostra que é necessário o emprego de novos esforços para continuar a avaliar o processo combinado de puncionamento com brochamento como uma ferramenta inovadora que apresenta viabilidade para aplicações industriais.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Generalidades

O objetivo geral deste estudo foi avaliar a expansão de furos obtidos pelo processo combinado de puncionamento com brochamento em chapas do aço multifase CPW800 laminado à quente. A expansão dos furos puncionados foi realizada a partir ensaios de estampagem com cargas variadas aplicadas no prensa-chapas.

Adicionalmente, como objetivos específicos do presente trabalho, foram analisados qualitativamente os furos obtidos a partir de puncionamentos com diferentes combinações de geometria de punções especiais e folgas entre punção e matriz. A avaliação da circularidade, cilindricidade, formação de rebarbas, bem como a análise via MEV das regiões envolvidas na parede dos furos puncionados permitiu definir a melhor combinação de punção e matriz para a realização de puncionamento e brochamento de furos para posterior expansão em chapas.

Antes de realizar os puncionamentos das chapas e a expansão dos furos, foi necessária uma análise prévia do aço definido para este estudo. A análise foi iniciada com a avaliação da composição química do aço CPW800, identificação das fases presentes e ensaios de tração para quantificar as propriedades mecânicas. Após a caracterização do aço, foram conduzidos os ensaios de puncionamento combinado com brochamento.

Para avaliar a conformabilidade do aço CPW800 foram realizados os ensaios de Nakazima e ensaios de embutimento em chapas sem furos e em chapas previamente puncionadas com punção e matriz que permitiram os melhores resultados na etapa de puncionamento.

O ensaio de Nakazima foi empregado para levantar a CLC das chapas a partir da aplicação de cargas distintas de prensa-chapas na estampagem de furos puncionados e furos não puncionados. Nessa etapa, utilizou-se três cargas distintas, sendo imposto o menor fluxo possível de chapa para dentro da matriz, empregando 1002 kN de carga no prensa-chapas, sendo essa a carga máxima imposta pela prensa hidráulica utilizada nos ensaios de Nakazima. Sequencialmente, empregou-

se uma carga intermediária de 410 kN, que, da mesma forma como a carga de 1002 kN, permitiu pouco fluxo de material adentro da matriz. Por fim, aplicou-se a carga de 300,6 kN, a qual permitiu maior fluxo material da chapa para dentro da matriz durante a estampagem. As três cargas foram aplicadas com a finalidade de encontrar uma condição ideal para realização da expansão dos furos puncionados, e, também, para evidenciar a taxa de expansão em condições que possibilitassem a formação de trincas a partir da parede dos furos.

Ensaio de Marciniak também foram realizados para avaliar a expansão dos furos sob condição de embutimento. Nesse caso, foi definida apenas uma carga no prensa-chapas para permitir fluxo de material para o interior da matriz. Os ensaios foram realizados com carga no prensa-chapas de 300,6 kN.

Como última etapa do trabalho, a qual também foi considerada como um objetivo específico, foram avaliadas graficamente as três condições de travamento do prensa-chapas impostas pelos diferentes valores de carga no prensa-chapas nos ensaios de Nakazima. Com essa avaliação, esperou-se definir um equacionamento de carga ideal de prensa-chapas que possibilitasse uma análise mais precisa de curvas CLC do aço CPW 800.

3.2 Material utilizado

Segundo CHEMIN (2011), a boa conformabilidade de um aço é caracterizada por baixos valores de tensão de escoamento e altos valores de alongamento, coeficiente de anisotropia normal e coeficiente de encruamento. Assim, tendências na indústria automotiva como redução de massa e economia de energia levam ao uso de aços de alta resistência.

Para a realização de pesquisas com aço avançado de alta resistência, no presente trabalho foi selecionado o aço CPW800, o qual é um aço de alta resistência mecânica e alta conformabilidade aplicado em estruturas automotivas. O aço CPW 800 foi produzido e fornecido pela empresa Thyssen Krupp nas espessuras de 2,5 mm e 1,6 mm. A composição química do material, segundo o fabricante, é disponibilizada pela Tabela 4 na próxima página.

Tabela 4 – Composição química do aço CPW800 (THYSSENKRUPP STEEL, 2008).

Aço	C max	Mn max	Si max	P max	Cr+Mo max	S max	Nb+Ti max	Al max	V max	B max
CPW 800	0,12	2,20	0,80	0,040	1,00	0,015	0,15	1,20	0,20	0,005

3.3 Ensaios para caracterização do aço CPW800

3.3.1 Análise química por espectrometria de emissão ótica

Com o objetivo de avaliar a composição química do material de estudo e comparar com a fornecida pelo fabricante, foi realizado ensaio de análise química por espectrometria de emissão ótica na empresa Spectroscan Ltda. O equipamento utilizado nos ensaios foi um espectrômetro da marca ARL, modelo *Metal Analyser*, com 3 configurações dedicadas e exclusivas: Ferro, Alumínio ou Cobre.

Quanto aos princípios físicos da espectrometria, um espectrômetro utiliza como fonte de excitação uma centelha de alta energia, a qual é criada numa fenda entre um eletrodo e a amostra do material a ser analisado. A centelha gera uma emissão da radiação provinda da excitação superficial da amostra, com ondas características da composição elementar do material. O espectro da radiação é então separado por um conjunto de prismas e lentes, em linhas distintas, de forma que a intensidade de cada linha é medida. Estas medidas são precisamente convertidas em valores de concentração, sendo estes os resultados percentuais de cada elemento presente na composição da amostra do material analisado.

3.3.2 Ensaios metalográficos

As análises metalográficas das amostras foram realizadas no Laboratório de Materiais do DEMEC - Departamento de Engenharia Mecânica da UFPR seguindo

as recomendações da norma ASTM E 3-10 (2007). Após o lixamento e polimento metalográfico realizado com alumina em suspensão ($0,05\mu\text{m}$), foi realizado o ataque químico com reativo Nital a 3% para revelar a microestrutura das amostras, conforme realizado por MERWIN *et al.* (2009) em estudo anterior.

Após o ataque químico, a amostra foi observada em microscópio eletrônico de varredura (MEV) com o propósito de identificar as fases presentes no material. As análises com MEV foram realizadas no LACTEC. O equipamento utilizado foi um MEV marca Philips, modelo XL30, equipado com EDS (detector de energia dispersiva de raios X), marca EDAX, Figura 33. A técnica de EDS não foi utilizada para realizar análises químicas nas amostras puncionadas, pois a composição química do material já havia sido caracterizada por espectrometria de emissão ótica.



Figura 33 – Microscópio eletrônico de varredura com EDS acoplado.

3.3.3 Ensaios de tração

Para realização de ensaios de tração, considerou-se o mesmo dimensionamento e formato adotados anteriormente por CHEMIN (2011), que definiu corpos de prova (CP's) a partir das normas ABNT NBR 6673, ASTM E 646 e DIN EN 10 002-1 para realização de seus ensaios. Desta forma, convencionou-se a utilização de CP's segundo a Figura 34 a seguir com dimensões estabelecidas de

forma a atender às três normas já citadas. É importante deixar claro que tal convenção foi possível porque nenhuma das três normas estabelece medidas exatas para os CP's. As três normas estabelecem dimensões mínimas e máximas dentro das quais os CP's atendem às exigências de ensaio.

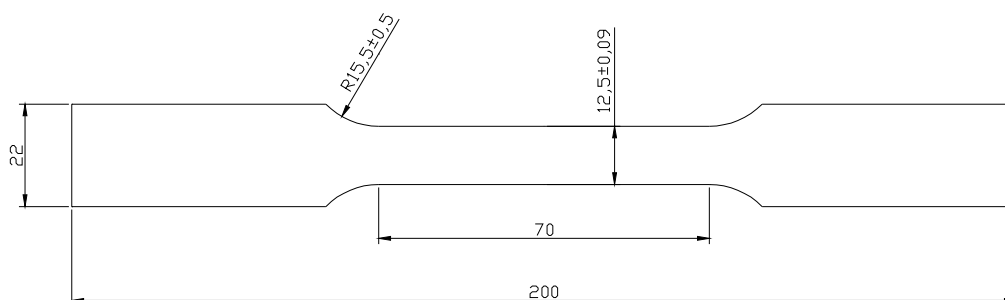


Figura 34 – Desenho do CP para o ensaio de tração (modelo de CHEMIN, 2011).

Os CP's foram fabricados por estampagem no LABCONF - Laboratório de Conformação Mecânica do DEMEC - UFPR, em uma matriz desenvolvida especialmente para confecção destas amostras. Após a estampagem, os CP's foram submetidos a operação de lixamento longitudinal da seção lateral útil ao ensaio. O lixamento da região útil dos CP's foi realizado com a finalidade de reduzir a incidência de sulcos ou rebarbas que poderiam acarretar pontos de concentração de tensão e influenciar de forma negativa os resultados dos ensaios de tração. Os CP's foram extraídos a partir de ângulos de 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação, Figura 35. A direção de laminação das chapas, embora informada pelo fabricante, foi confirmada a partir de ensaio metalográfico.

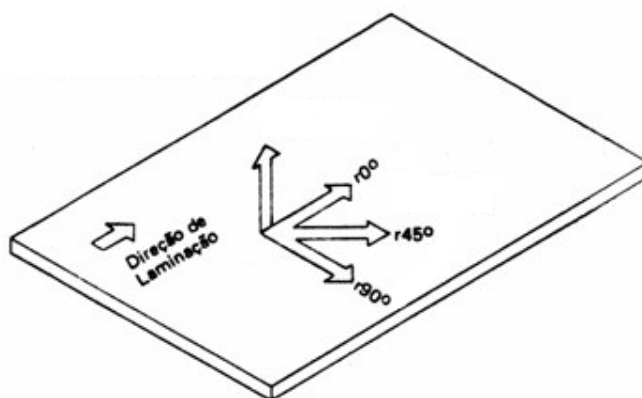


Figura 35 – Ângulos para extração de corpos de prova a partir da direção de laminação (adaptado de USIMINAS, 1999).

Ao total foram 6 CP's para cada direção de laminação de chapas de aço de 2,5 mm (Tabela 5), sendo 3 para levantar o coeficientes de encruamento e anisotropia e três para a obtenção do limite de resistência, limite de escoamento e alongamento do aço. Desta forma, foi definido um total de dezoito corpos de prova. O número de CP's para os ensaios de anisotropia e de encruamento foi definido, respectivamente, conforme as normas ASTM E-517 e ASTM E-646.

Tabela 5 – Quantidade de CP's necessários no ensaio de tração para levantamento das propriedades n , R , LR , LE , AI .

Aço / espessura	Direção de laminação	Quantidade de CP's para determinar n e R	Quantidade de CP's para determinar LR, LE e AI	Total de CP's para cada direção de laminação
CPW800 / 2,5 mm	0°	3	3	6
	45°	3	3	6
	90°	3	3	6
Total de CP's				18

Os ensaios de anisotropia e encruamento foram realizados no Laboratório de Materiais do DEMEC - UFPR com uma máquina de tração da marca EMIC modelo DL 10000 com capacidade de carga de 10 toneladas. O procedimento para realização dos ensaios de anisotropia, conforme a norma ASTM E-517, é descrito logo abaixo.

1. Para o 3 CP's extraídos à 0° da direção de laminação, foi realizada a determinação dos coeficientes de anisotropia de CP's sob tração até o percentual de 10% do seu comprimento útil, conforme definido no *script* do programa para ensaio de anisotropia. Os dados de entrada para o programa, necessários para o ensaio, foram a espessura e a largura iniciais na região útil de ensaio do CP.

2. Determinação dos valores do coeficiente de anisotropia (R), coeficiente de encruamento (n), limite de resistência, alongamento e tensão de escoamento das amostras de aço CPW800. Estes dados auxiliaram na avaliação das características de conformabilidade das chapas, servindo de parâmetro para análise posterior das condições do material em relação ao grau de conformabilidade imposto nos ensaios de estampagem.
3. Medição da largura e da espessura da região útil do CP após o ensaio de tração e inserção de valores medidos no programa para ensaio de anisotropia. Realizado o processo de ensaio para os três corpos de prova extraídos à 0° e foi calculado o valor da anisotropia R_{0° .
4. Para os CP's extraídos à 45° e 90° em relação a direção de laminação, repetiu-se os passos 1, 2 e 3 do procedimento, considerando 3 CP's para cada direção, totalizando 9 ensaios.
5. Com o resultado, o programa calculou o valor da anisotropia normal para cada direção (caracterizado pelos fatores de anisotropia médios R_{0° , R_{45° e R_{90°), a média \bar{R} e da tendência ao orelhamento ΔR .

O procedimento para realização dos ensaios de encruamento, conforme a norma ASTM E-646, é descrito abaixo.

1. Determinação dos coeficientes de encruamento de CP's sob tração até a ruptura, conforme definido no *script* do programa para ensaio de encruamento. Para realização dos ensaios, convencionou-se 3 CP's para cada ângulo de extração em relação à direção de laminação (0° , 45° e 90°). Os dados de entrada para o programa, necessários para o ensaio, foram espessura e largura iniciais na região útil de ensaio do CP.
2. Os ensaios de todos os 9 CP's permitiram levantar os limites de resistência, limite de escoamento e alongamento do aço CPW800.

3.3.4 Ensaios de puncionamento combinado com brochamento e puncionamento com punção clássica

O propósito dos ensaios de puncionamento combinado com punções denominados tipo 1 e tipo 2 e de puncionamento clássico com punção denominado tipo 3 foi encontrar a condição de puncionamento mais adequada em termos de geometria e folga entre punção e matriz. Tal condição foi definida para que os melhores resultados quanto às características como cilindridade, circularidade, altura de rebarbas e qualidade superficial das paredes dos furos puncionados fossem obtidos.

Quanto aos ensaios de puncionamento com brochamento com punções tipo 1 (com apenas um estágio de dentes progressivos no avanço) e tipo 2 (com dois estágios de dentes progressivos no avanço), a combinação do punção e matriz que possibilitou os melhores resultados foi escolhida para realizar os puncionamentos de chapas de aço CPW800 que foram posteriormente submetidas aos ensaios de expansão de furos.

Os ensaios de puncionamento com punção clássico tipo 3 (punção cilíndrico comum) foram realizados para comparar as características dos furos obtidos por esse punção com as características dos furos puncionados com punção combinado que proporcionou os melhores resultados em termos de qualidade superficial das paredes dos furos.

3.3.4.1 Ferramental e prensa para puncionamento

Quanto ao ferramental empregado para executar os puncionamentos, o mesmo foi projetado e fabricado especificamente para realização deste trabalho. O ferramental, ilustrado na Figura 36 na página seguinte, foi concebido com colunas rígidas e guias rolamentadas para garantir concentricidade adequada entre o punção e o diâmetro interno da matriz. Esse tipo de ferramental é mais apropriado para aplicações onde os puncionamentos são realizados com folgas pequenas, pois as colunas garantem repetibilidade nos puncionamentos devido o alinhamento de todo

o conjunto composto por placa superior, punção, prensa-chapas, placa inferior e matriz do tipo embutida.

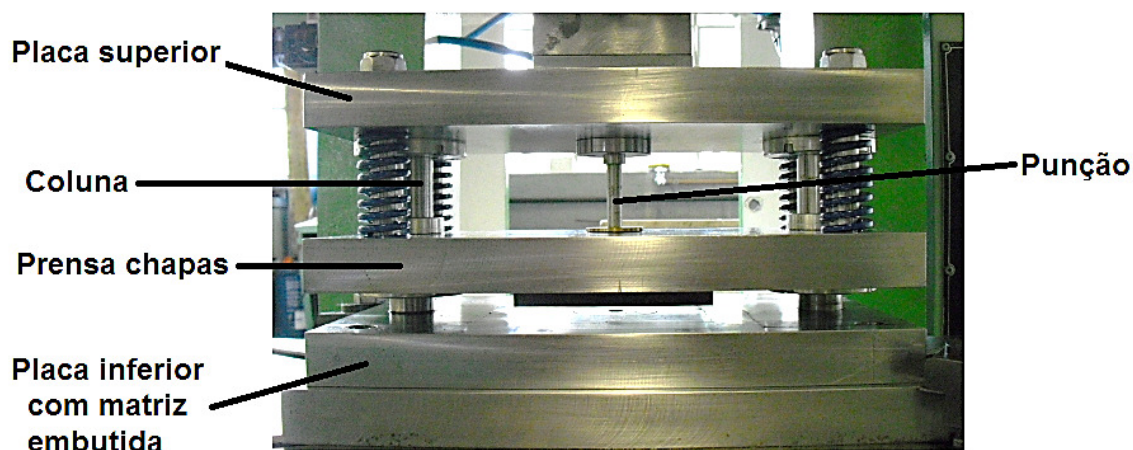


Figura 36 – Ferramental utilizado nos ensaios de puncionamento.

Para executar os furos com o ferramental, utilizou-se uma prensa mecânica com capacidade de 65 toneladas fabricada pela MAHNKE, a qual é propriedade do DEMEC e encontra-se no LABCONF da UFPR.

Nos ensaios foram empregados dois punções com arestas de corte distintas para realização de puncionamento combinado com brochamento, os quais foram fabricados com as mesmas geometrias e dimensionais de ponta utilizados em trabalho anterior desenvolvido por ETO (2005); e um punção cilíndrico simples com o qual realizou-se apenas o processo clássico de puncionamento nas chapas. Também foram utilizadas três matrizes tipo inserto, as quais permitiram diferentes folgas quando utilizadas individualmente com cada punção. As folgas entre cada punção e cada matriz foram respectivamente de 1%, 3% e 5% da espessura das chapas (2,5 mm), resultando em folgas totais de 0,025, 0,075 e 0,125 mm. É importante salientar que as folgas citadas foram definidas nos punções considerando o maior diâmetro escalonado de aresta cortante dos punções combinados em relação ao diâmetro da aresta de corte de cada matriz. Os três punções utilizados nos ensaios de puncionamento são ilustrados de forma detalhada em corte na Figura 37 a seguir e as três matrizes são ilustradas na sequência pela Figura 38 na página 97.

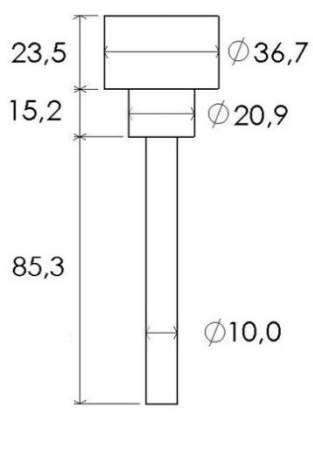
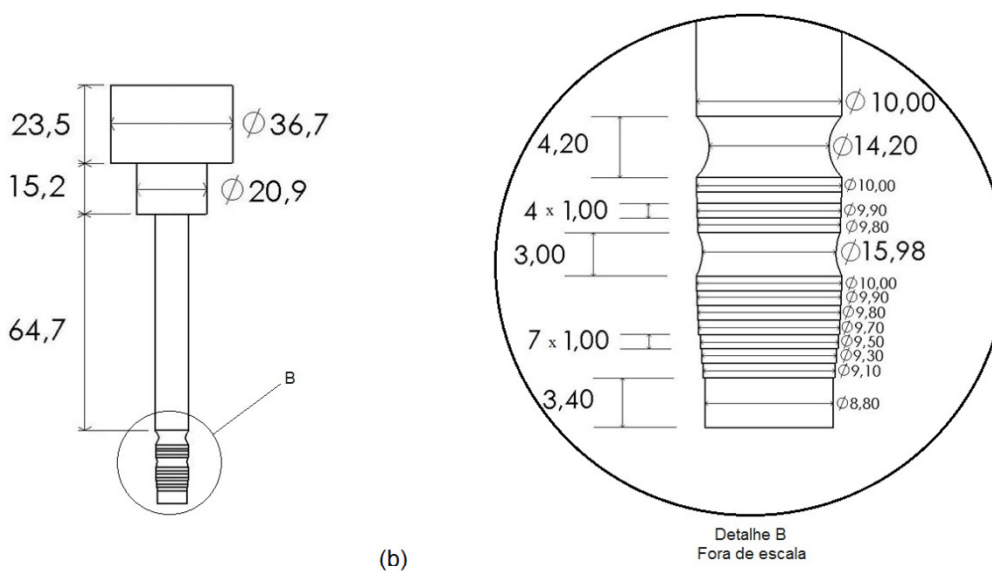
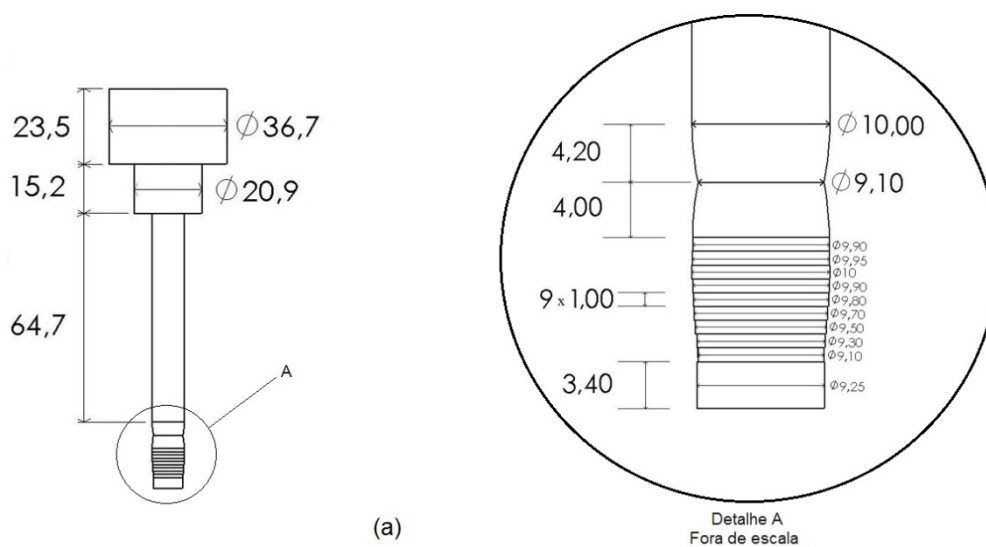


Figura 37 – Punções utilizados nos ensaios de puncionamento: (a) Punção tipo1, (b) punção tipo 2 e (c) punção tipo 3.

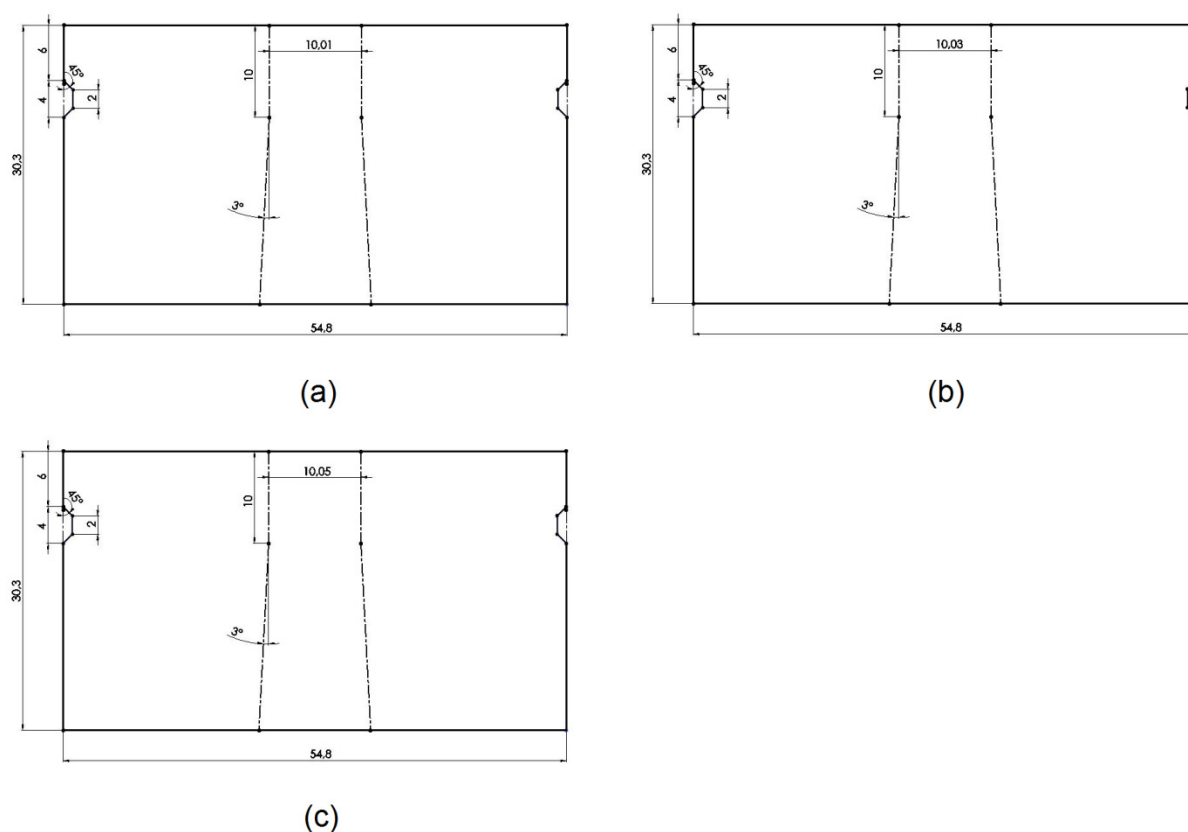


Figura 38 – Matrizes utilizadas nos ensaios de puncionamento: (a) matriz com folga de 1%, (b) matriz com folga de 3% e (c) matriz com folga de 5%.

O material utilizado para a fabricação dos punções e das matrizes foi o aço ferramenta VC 131. Após a realização de tratamento térmico de têmpera e de duplo revenimento na empresa TEMPERAPAR, tanto os punções como as matrizes apresentaram dureza média de 60 HRC. As temperaturas e tempos para realização da têmpera (austenitização) e revenimento empregados no tratamento térmico do aço VC 131 estão na Tabela 6.

Tabela 6 – Tratamentos térmicos aplicados ao aço VC 131.

Tratamentos térmicos	Temperatura (°C)	Tempo (h)	
		Punções	Matrizes
Pré-aquecimento	550	2	2
Austenitização	950 - 970	2	2
Resfriamento em óleo	70	-	-
Revenimento	200	2	2
Revenimento	200	2	2

3.3.4.2 Planejamento dos ensaios de puncionamento

A técnica escolhida para planejar o experimento foi o planejamento fatorial com duas variáveis dependentes a três níveis de intensidade. As variáveis dependentes definidas para o planejamento fatorial dos experimentos de puncionamento com punções combinados e com punção clássica foram geometria dos punções e folga entre punções e matrizes. Para todas as variáveis foram considerando três níveis de intensidade. As intensidades, na verdade, representam cada tipo de geometria de punção e cada folga entre punção e matriz, respectivamente. Mediante isso, definiu-se apenas para critério de planejamento que para o punção tipo 1 a intensidade seria baixa (1), para o punção tipo 2 a intensidade seria média (2) e para o punção tipo 3 a intensidade seria alta (2). No caso da variável folga, os níveis de intensidade seriam os seguintes: folga de 1% a intensidade seria baixa (1), folga de 3% a intensidade seria média (2) e folga de 5% a intensidade seria alta (3).

Durante o delineamento do planejamento experimental decidiu-se realizar apenas duas réplicas para cada ensaio de puncionamento. Para condução do experimento com puncionamento, foi definida uma corrida com 9 combinações de níveis de intensidade alto, médio e baixo das variáveis dependentes, o que totalizou, considerando as réplicas, em 27 ensaios, conforme a Tabela 7 a seguir.

Tabela 7 – Matriz de planejamento do procedimento experimental com processos de puncionamento.

Corrida	Réplicas de ensaios	Níveis de intensidade	
		Geometria de punção	Folga entre punção e matriz
1	1	1	1
2	1	1	2
3	1	1	3
4	1	2	1
5	1	2	2
6	1	2	3
7	1	3	1
8	1	3	2
9	1	3	3
10	2	1	1
11	2	1	2
12	2	1	3
13	2	2	1
14	2	2	2
15	2	2	3
16	2	3	1
17	2	3	2
18	2	3	3
19	3	1	1
20	3	1	2
21	3	1	3
22	3	2	1
23	3	2	2
24	3	2	3
25	3	3	1
26	3	3	2
27	3	3	3

Os ensaios foram realizados seguindo a ordem sequencial apresentada na tabela anterior pelo fato de facilitar a montagem do ferramental, bem como minimizar a quantidade de *set up*'s da prensa mecânica. A matriz da Tabela 7 foi gerada com o auxílio do *software* STATISTICA versão 8.0.

3.3.4.3 Análise da cilindridade, conicidade e altura de rebarbas

Tanto para os experimentos de puncionamento realizados com os punções dos tipos 1 e 2 quanto para o punção do tipo 3 foram realizadas análises da cilindridade, conicidade e altura das rebarbas dos furos. Análises da influência de parâmetros de processo como geometria de punções e folga entre punção e matriz na altura das rebarbas, cilindridade e conicidade foram conduzidas com o auxílio da ANOVA (análise da variância). De forma complementar, foram realizadas análises gráficas da altura da altura das rebarbas, cilindridade e conicidade com a finalidade de definir quantitativamente e qualitativamente a melhor condição para realizar puncionamentos de amostras para os ensaios de expansão de furos.

Quanto aos CP's utilizados nos ensaios de puncionamento para definir a melhor combinação de punção e matriz em função da qualidade dos furos, foram confeccionados em formato de quadrado com espessura de 2,5 mm e geometria segundo a Figura 39. Ao total foram utilizados 27 CP's para realização de ensaios seguindo a matriz de planejamento da Tabela 7.

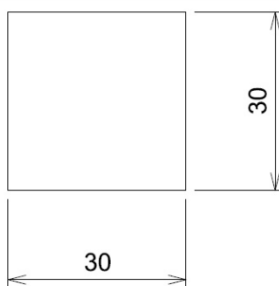


Figura 39 – CP utilizado em ensaios para definir a combinação ideal de punção e matriz.

A cada puncionamento tomou-se o cuidado de identificar cada CP com código específico visando facilitar a rastreabilidade e o registro de cada combinação entre punção e matriz definida para ensaio. É importante salientar que todos os puncionamentos foram realizados sem lubrificação.

Os ensaios de cilindridade e circularidade foram realizados no laboratório de metrologia do departamento de Engenharia Mecânica da PUCPR. Para realização destes ensaios foram feitas medições em três planos localizados a 0,5 mm abaixo da superfície de referência (plano 1), 1,25 mm (plano 2) e 2,0 mm abaixo da superfície de referência (plano 3), Figura 40 (a). O equipamento utilizado para as medições de cilindridade e circularidade foi um circularímetro modelo Talyrond 252 fabricado pela Taylor Hobson. Este equipamento, Figura 40 (b), é constituído basicamente de um fuso, que gira automaticamente ao elemento fixado sobre a sua mesa, de um braço radial e uma coluna para o posicionamento do medidor, cuja extremidade apresenta um apalpador cuja ponta era uma pequena esfera de rubi de 1 mm de diâmetro. A inclinação dada ao apalpador foi de 13° com a linha vertical, o que garantiu o contato permanente da superfície da esfera com a parede do furo em todas as situações de medições. Acoplado ao circularímetro, está um computador com um software dedicado, que controla os movimentos do equipamento e analisa todas as informações sobre as medições. A precisão do equipamento é de $0,03 \mu\text{m}$ e sua capacidade máxima de medição é de 370 e 225 mm para diâmetro e altura, respectivamente.

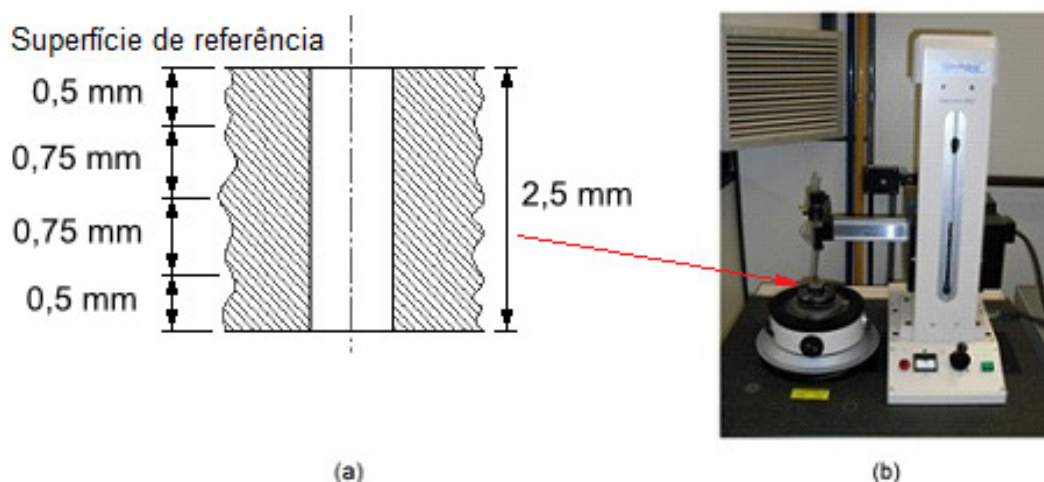


Figura 40 – (a) Referências do posicionamento do apalpador para medição de circularidade e cilindridade e (b) Circularímetro modelo Talyrond 252 do laboratório de metrologia do departamento de Engenharia Mecânica da PUCPR.

A altura das rebarbas geradas nos puncionamentos combinados e no puncionamento clássico de furos foi medida utilizando-se um relógio comparador digital Mitutoyo modelo ID-130-ME com faixa de medição de 0 a 30mm e resolução de 0,001mm. O instrumento foi acoplado a uma coluna de medição com ajuste fino de posicionamento e as amostras puncionadas foram posicionadas na base da coluna utilizando um dispositivo cilíndrico que garantiu a fixação das mesmas, Figura 41. Todas as medições foram realizadas para 3 amostras de cada configuração de puncionamento foram conduzidas utilizando uma ponta de contato cilíndrica de extremidade retificada acoplada em uma haste de medição.

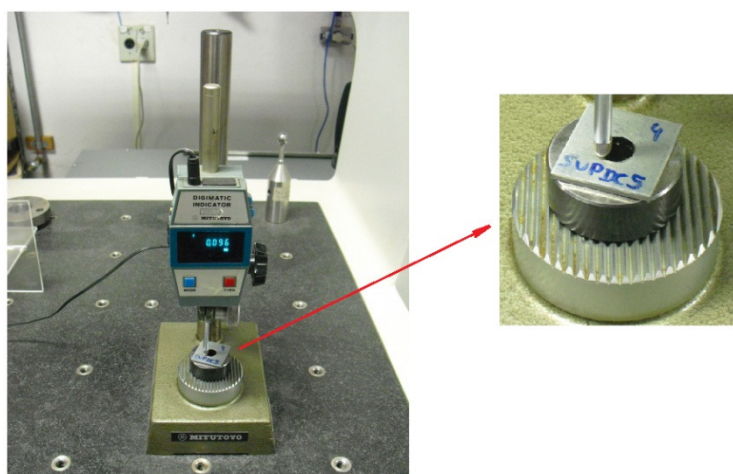


Figura 41 – Relógio comparador digital e coluna de medição utilizados nas medições de altura de rebarbas em furos puncionados e brochados.

Para melhor organização do experimento com puncionamento, bem como tornar possível a rastreabilidade de CP`s, foram atribuídas siglas aos CP`s com a finalidade de identificar de maneira simples e clara cada CP puncionado considerando a espessura da chapa, tipo de punção (tipo 1 ou tipo 2), folga de matriz utilizada (1%, 3% ou 5% da espessura da chapa) e local de geração de rebarbas(superfície inferior ou superior da chapa). A seguir, a Tabela 8 informa as identificações adotadas para cada combinação entre punção e matriz empregados nos ensaios de puncionamento com brochamento.

Tabela 8 – Siglas adotadas para avaliação de rebarbas em superfície inferior e superior de chapas puncionadas por punção com arestas para brochamento.

Siglas definidas para identificação de CP`s puncionados e brochados				
Sigla	Local das rebarbas	Punção	Folga da matriz	Espessura da chapa
INF11_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	1%	2,5
INF13_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	3%	2,5
INF15_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	5%	2,5
SUP11_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	1%	2,5
SUP13_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	3%	2,5
SUP15_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	5%	2,5
INF21_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	3%	2,5
INF23_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	5%	2,5
INF25_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	1%	2,5
SUP21_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	3%	2,5
SUP23_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	5%	2,5
SUP25_2,5	Superior à chapa	Tipo 2	5%	2,5

Para os experimentos de puncionamento realizado com punção clássica (tipo 3) também foi idealizado o mesmo tipo de tabela de identificação por siglas. Na sequência, a Tabela 9 define as identificações adotadas para cada combinação entre punção tipo 3 e matriz empregados nos ensaios de puncionamento clássico.

Tabela 9 – Siglas adotadas para avaliação de rebarbas em superfície inferior e superior de chapas puncionadas pelo punção tipo 3.

Siglas definidas para identificação de CP's puncionados				
Sigla	Local das rebarbas	Punção	Folga da matriz	Espessura da chapa
INF31_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	1%	2,5
INF33_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	3%	2,5
INF35_2,5	Inferior à chapa	Tipo 1	5%	2,5

3.3.4.4 Análise da qualidade da superfície de paredes de furos puncionados

A qualidade superficial das paredes dos furos foi analisada no LACTEC empregando-se a microscopia eletrônica de varredura – MEV como técnica de caracterização das paredes dos furos. O equipamento utilizado foi um MEV marca Philips, modelo XL30, o mesmo utilizado para identificar as fases presentes no aço CPW 800 (Figura 33).

A técnica de caracterização por MEV ajudou a definir a melhor combinação de punção e matriz para realizar ensaios de puncionamento em chapas que posteriormente foram submetidas aos ensaios de expansão de furos. Para visualização das amostras de puncionamento realizados, foram selecionadas as amostras réplicas puncionadas com cada combinação de punção e matriz segundo as Tabelas 8 e 9. As amostras foram seccionadas ao meio em um *cut-off* de precisão, devidamente limpas e secas e, posteriormente, encaminhadas para observação no MEV. Baseando-se nas imagens obtidas para uma mesma ampliação, foi possível definir qual era a combinação de ferramentas mais adequada considerando a qualidade superficial da parede do furo puncionado.

3.3.5 Curvas Limite de Conformação (CLC)

Sabendo-se que as curvas limite de conformação (CLC) são um indicativo do nível e do tipo de deformações que uma chapa metálica pode suportar quando submetida a esforços de conformação, foi necessário empregar técnica dedicada para avaliação das deformações a que os CP's para ensaios de Nakazima foram expostos.

Para realização dos ensaios foi necessário desenvolver e fabricar ferramental específico. Para tanto, o autor baseou-se em uma ferramental utilizado por NIKHARE *et al.* (2008), o qual é ilustrado pela Figura 42.

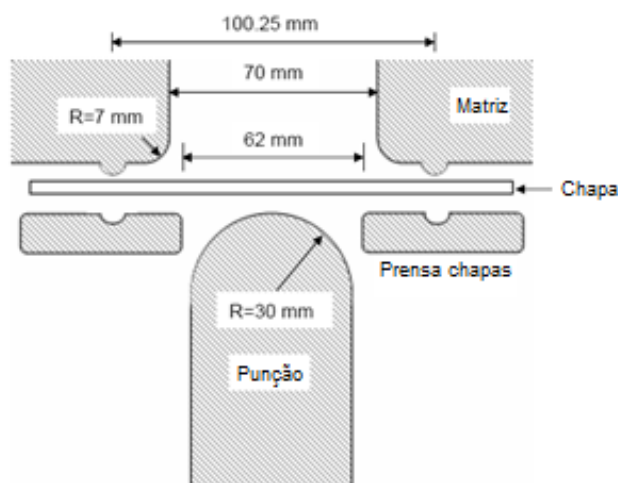


Figura 42 – Ferramental utilizado em trabalho anterior por NIKHARE *et al.* (2008).

O ferramental desenvolvido para execução dos ensaios de Nakazima deste trabalho é mostrado na Figura 43 na página seguinte. O ferramental foi fabricado com as dimensões especificadas na Figura 43 (a) para permitir que as chapas de aço multifásico CPW800 fossem estampadas respeitando a capacidade de carga da prensa hidráulica, limitada em 1100 kN. Além disso, o tanto prensa-chapas como a matriz foram concebidos de forma a serem encaixados em outro ferramental montado na prensa hidráulica. Tal definição de projeto permitiu uma redução significativa de custos de fabricação e de tempo de preparação da prensa.

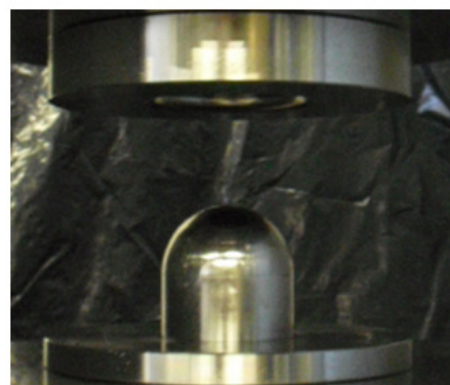
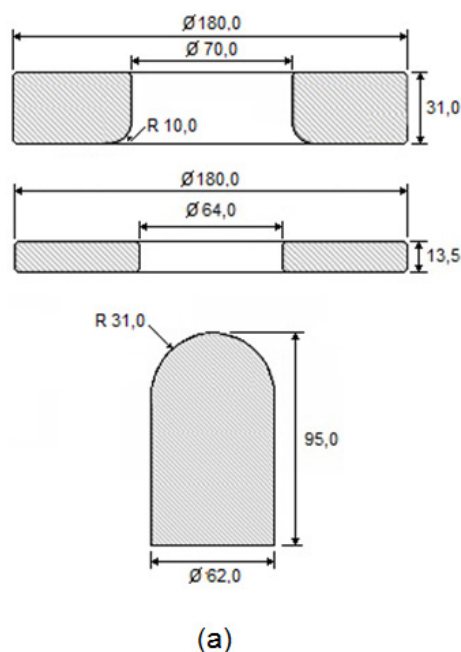


Figura 43 – Ferramental desenvolvido para execução dos ensaios de Nakazima: (a) desenho e (b) como fabricado.

Para levantar as CLC's foi necessário empregar uma técnica de impressão de malhas para avaliar as deformações às quais a chapa de aço foi imposta na estampagem. Abaixo, na subseção 3.3.5.1 é realizada uma pequena abordagem sobre a técnica da visioplasticidade empregada nos CP's para avaliar deformações e, na sequência, na subseção 3.3.5.2 é abordado o planejamento do ensaio de Nakazima.

3.3.5.1 Impressão eletroquímica de malhas

Segundo NETTO (2004) apud BLAZYNSKI (1989), a técnica utilizada aqui para medição das deformações é chamada de visioplasticidade. A visioplasticidade é um método de medir deformações através da leitura de uma grade ou malha impressa na chapa, Figura 44. A geometria da malha impressa pode ser circular ou quadrada. Quanto às geometrias, NETTO (2004) relata que a norma ISO 12004:1997 recomenda ambas as geometrias de malha desde que as mesmas

estejam dentro da faixa de 1,5 mm a 5,0 mm tanto para as arestas da malha quadrada quanto para os diâmetros da malha de círculos.

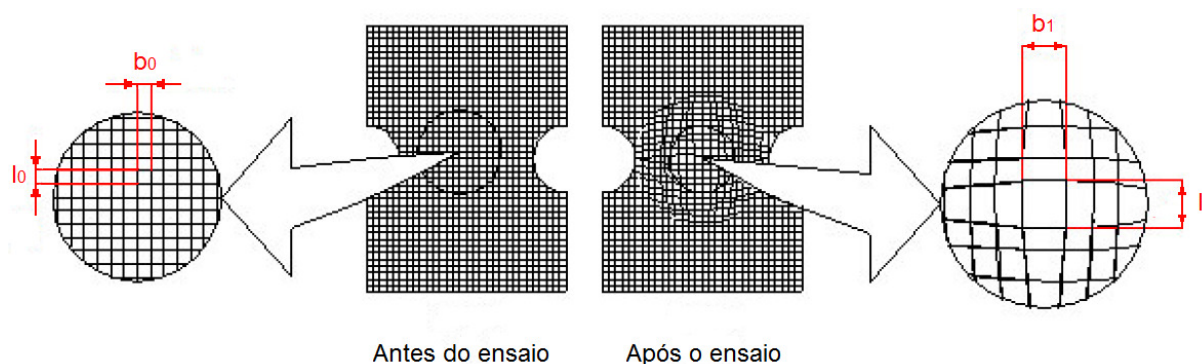


Figura 44 – Desenho esquemático de malha impressa em corpo de prova para ensaio de Nakazima (adaptado de NETTO, 2004).

Para avaliar a conformabilidade do aço CPW800 a partir do levantamento de curvas limite de conformação (CLC's) de CP's com furos expandidos, bem como para CP's sem furos, realizou-se a impressão de malhas visioplásticas circulares.

Seguindo a recomendação de NETTO (2004), realizou-se a impressão de malhas circulares de diâmetro de 5,0 mm empregando-se a técnica de impressão eletroquímica. Para realizar a impressão, utilizou-se o equipamento de impressão do Laboratório de Conformação do DEMEC - UFPR.

A técnica de impressão consiste no ataque eletroquímico localizado de chapas a partir da aplicação de tensão e corrente elétricas controladas por uma fonte AC/DC conectada entre uma chapa metálica e um rolo cilíndrico. O rolo cilíndrico tem a função de manter pressão e contato elétrico contínuos sobre uma tela semipermeável contendo uma malha de círculos e o CP que onde deseja-se imprimir a malha. Além dessas funções, o rolo permite espalhar uniformemente a solução com eletrólito embebida em um feltro que é colocado sobre a tela de malhas. A seguir, a Figura 45 ilustra a técnica de impressão eletroquímica de malhas.

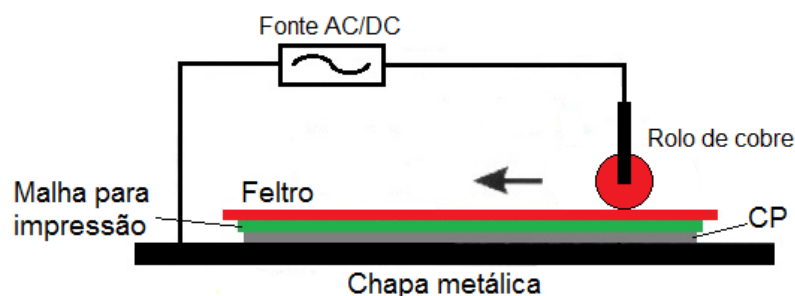


Figura 45 – Desenho esquemático da técnica de impressão eletroquímica de malhas (adaptado de NETTO, 2004).

O procedimento empregado para a impressão eletroquímica da malha de círculos nos CP's para os ensaios de expansão de furos e levantamento de CLC's é descrito na sequência.

1. Limpar cada corpo de prova com álcool isopropílico para garantir a total ausência de sujeira e gordura na superfície dos CP's, evitando falhas de impressão.
2. Posicionar cada corpo de prova em cima de uma chapa metálica e, por cima, colocar a tela semipermeável. Fixar o terminal da fonte na chapa metálica abaixo do CP.
3. Colocar um feltro embebido em solução com eletrólito sobre a tela.
4. Selecionar modo de corrente alternada da fonte e fixar em 60 Ohms de resistência no potenciômetro.
5. Com a fonte ligada, realizar 10 passes de ida e volta com rolo de cobre sobre o feltro embebido em solução com eletrólito mantendo pressão constante exercida apenas pelo peso do rolo.
6. Após a impressão eletroquímica de cada CP, desligar a fonte, retirar o CP debaixo da tela e aplicar solução neutralizadora para parar o ataque no CP.

7. Secar o CP e aplicar óleo para evitar oxidação.

As Tabelas 10 e 11 trazem a composição química do eletrólito e da solução neutralizadora utilizados na impressão eletroquímica dos CP's para expansão de furos e levantamento de CLC's.

Tabela 10 – Composição química do eletrólito (NETTO, 2004).

Composto	Quantidade
Titriplex III / Celaplex	132 g
MgCl ₂ 6H ₂ O	72 g
KNO ₃	5 g
NaNO ₂	2 g
Uranin	2 g
NaOH	60 ml
HCl	Quantidade suficiente para junto com NaOH manter pH de 8,4
Água deionizada	5 l

Tabela 11 – Composição química do neutralizador (NETTO, 2004).

Composto	Quantidade
Titriplex II (C ₁₀ H ₁₆ N ₂ O ₈)	132 g
Na ₂ B ₄ O ₇	27 g
K ₂ HPO ₄	5 g
NaOH	50 g/l
HCl	Quantidade suficiente para junto com NaOH manter pH de 8,7
Água deionizada	5 l

3.3.5.2 Ensaio de Nakazima - Curva Limite de Conformação (CLC)

Um dos objetivos específicos deste trabalho foi levantar a curva CLC do aço CPW800. Para o levantamento da CLC, segundo o método tradicional de ensaio, devem ser utilizados oito CP`s, quantidade considerada suficiente para o propósito esperado.

CHEMIN (2011) utilizou CP`s com entalhe em seu trabalho pois CP`s mais estreitos tendem a romper próximos ao raio da matriz pela ação da restrição de fluxo de material ocasionada por *draw bead* na matriz. As geometrias de CP`s utilizados por CHEMIN (2011) são mostradas na Figura 46 na página seguinte.

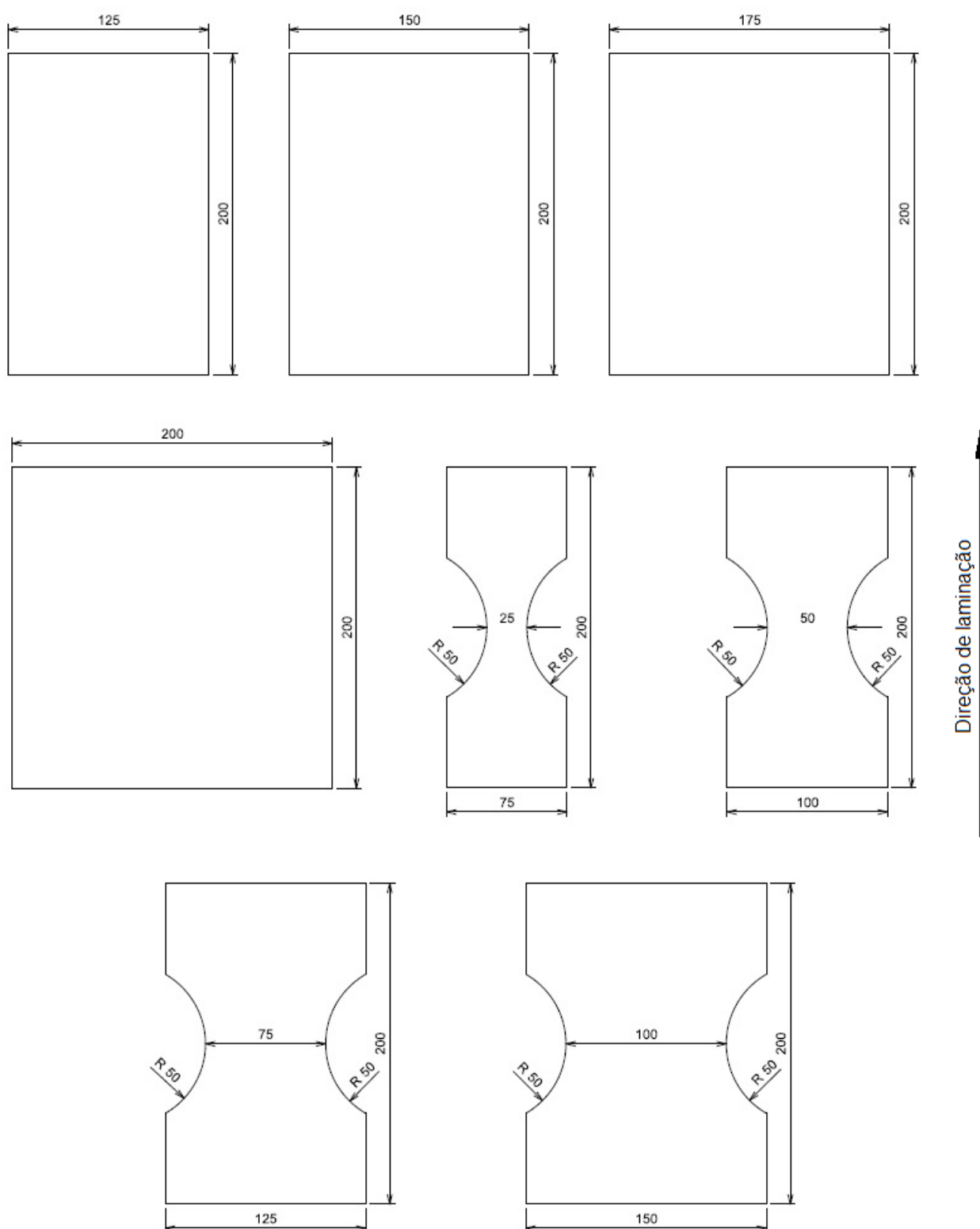


Figura 46 – CP's utilizados por CHEMIN (2011) para o levantamento da CLC do aço DP600.

Ao contrário de CHEMIN (2011), no presente trabalho foram definidos CP's com dimensionais diferentes dos convencionais e sem entalhes, conforme mostra a

Figura 47. Nos parágrafos seguintes é explicado o motivo que levou à definição de CP's diferentes dos convencionais.

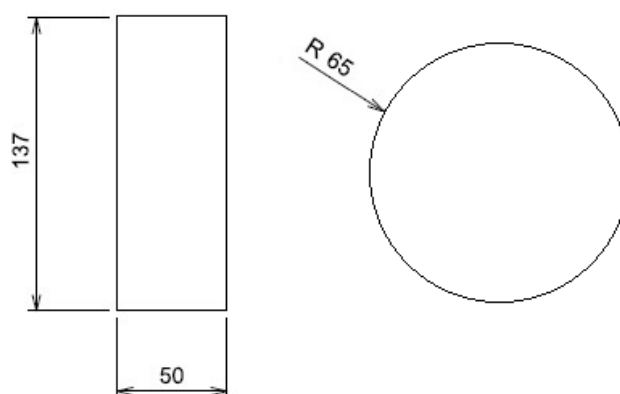


Figura 47 – CP's dimensionados para os ensaios de Nakazima.

Embora CP's sem entalhe possam fraturar na região de contato com o *draw bead*, ensaios preliminares do aço CPW800 empregando CP's estreitos e sem entalhe mostraram que para cargas mais elevadas no prensa-chapas, utilizando ferramental sem *draw bead*, CP's com dimensões menores tendem a apresentar boa conformabilidade, sem a ocorrência de escorregamento aparente das chapas.

Um detalhe que é importante salientar sobre os ensaios de Nakazima é que estes foram conduzidos com chapas de espessura reduzida em relação a das chapas de inicialmente recebidas do fornecedor. Ensaios preliminares para teste da máquina e do ferramental de estampagem mostraram que a prensa hidráulica utilizada nesse trabalho, com capacidade de carga máxima de 1100 kN, não permitia que a estampagem adequada de chapas de aço CPW800 com 2,5 mm de espessura. Mediante o fato, foram solicitadas chapas mais finas do mesmo material ao fornecedor. Novas chapas, porém com espessura de 1,6 mm se mostraram bastante adequadas à realização dos ensaios de Nakazima na prensa hidráulica do LABCONF. Com a espessura de 1,6 mm, a prensa hidráulica permitiu que todos os ensaios com o aço CPW 800 fossem conduzidos de maneira adequada sem sobrecarregar o circuito hidráulico, bomba, cilindros e válvulas direcionais do equipamento. Ao todo foram utilizados 8 CP's para levantamento da CLC do aço em estudo, sendo todos estampados utilizando carga no prensa-chapas de 1002 kN e

carga de estampagem fixada em 370 kN. Na sequência a Tabela 12 informa as dimensões e quantidades de CP's preparados para os ensaios de Nakazima.

Tabela 12 – Quantidade de CP's necessários para os ensaios de Nakazima.

Dimensões dos CP's (mm)	Quantidade	Finalidade
50 x 137	4	Determinação da CLC
R 65	4	
Total de CP's	8	

Após realizados os ensaios de Nakazima, os eixos maior e menor das elipses formadas na malha impressa nos CP's deformados foram medidos com o auxílio de um paquímetro digital. Todo o processo de medição das deformações foi realizado no lado oposto à formação da trinca, medindo as deformações verdadeiras maiores e menores na mesma latitude e nas faixas imediatamente superior e inferior à linha fraturada, Figura 48.

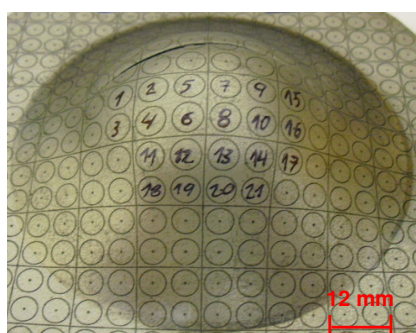


Figura 48 – Domo de um CP estampado ilustrando os pontos de medição das deformações maior e menor, para levantamento da CLC.

A partir dos valores dos eixos maior e menor de cada elipse medida, foram calculadas as deformações relativas e_1 e e_2 . Com os valores das deformações de engenharia, calculou-se os valores das deformações verdadeiras ϵ_1 e ϵ_2 e definiu-se a CLC do aço CPW800.

3.3.6 Ensaios de Nakazima para análise da influência da carga no prensa-chapas

Empregando o mesmo procedimento da primeira etapa dos ensaios de Nakazima relatados na subseção 3.3.5.2 anterior, foi realizado um novo levantamento da CLC do aço CPW800, porém para diferentes cargas no prensa-chapas aplicadas durante o ensaio de Nakazima.

Para avaliar a variação da CLC em diferentes cargas no prensa-chapas, foram conduzidos ensaios adicionais com duas cargas distintas no prensa-chapas, denominadas CPC_1 (401 kN) e CPC_2 (300,6 kN), de maneira a permitir o escorregamento da chapa para o interior da matriz durante o ensaio de Nakazima.

Para cada condição de carga no prensa-chapas foram medidas as deformações nos CP's e plotados os diagramas limite de conformação (DLC's) e os resultados foram comparados aos resultados obtidos anteriormente nos ensaios de Nakazima com carga de 1002 kN no prensa-chapas. Através dessa análise comparativa, verificou-se o efeito prático da variação da carga do prensa-chapas no comportamento mecânico do aço CPW800 durante a estampagem.

Ao todo foram utilizados 8 CP's para levantamento de DLC's e CLC's. A Tabela 13 informa as dimensões e quantidades de CP's preparados para os ensaios de Nakazima adicionais.

Tabela 13 – Quantidade de CP's necessários para os ensaios de Nakazima com variação de carga no prensa-chapas.

Dimensões dos CP's (mm)	Quantidade	Carga no prensa-chapas (kN)	Finalidade
R 65	4	401	Determinação de CLC
	4	300,6	
Total de CP's	8		

3.3.7 Ensaios de expansão de furos

Para expandir os furos obtidos por puncionamento combinado com brochamento, foram realizadas estampagens utilizando o mesmo ferramental empregado nos ensaios de Nakazima e, adicionalmente, utilizou-se um punção reto, Figura 49, para expandir furos em processo de embutimento.

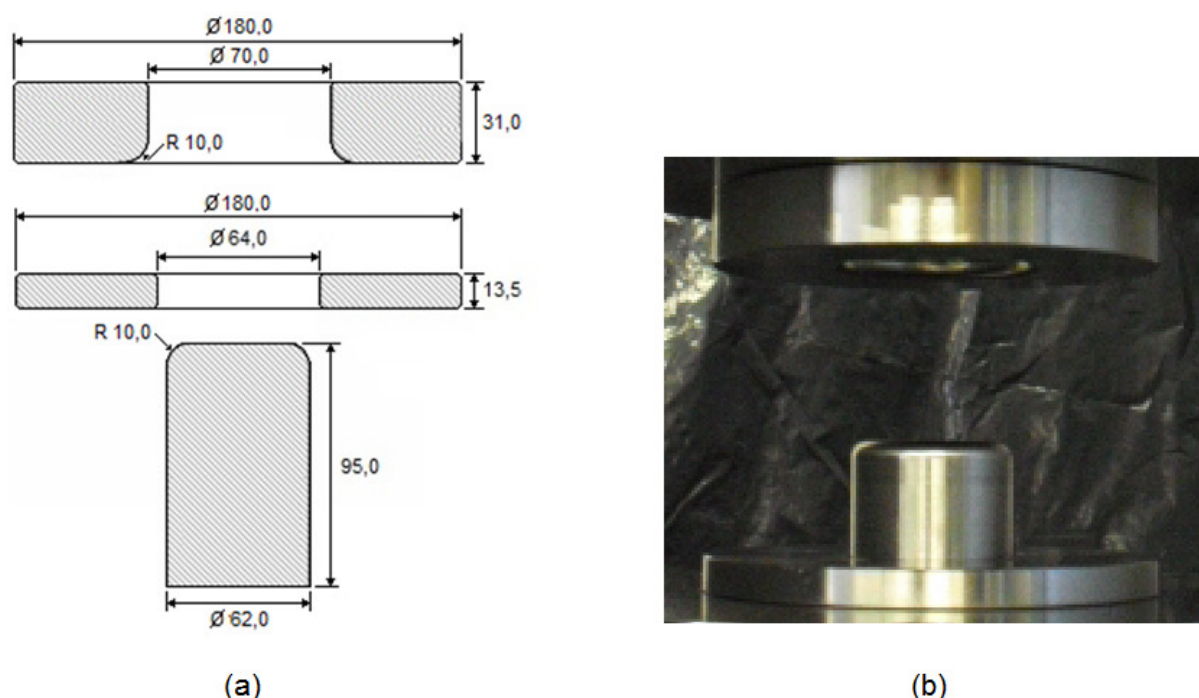


Figura 49 – Punção reto desenvolvido para realização de ensaio de embutimento em CP de raio de 60 mm: (a) desenho e (b) como fabricado.

Os ensaios de expansão de furos com o punção hemisférico foram conduzidos utilizando as mesmas geometrias de CP's definidas para a realização dos ensaios de Nakazima. Por outro lado, nos ensaios de expansão com punção reto, foram utilizados CP's circulares com raio de 60 mm. Em pré-testes realizados, os CP's com raio de 60 mm se mostraram mais adequados para a realização de ensaios de embutimento com o punção reto. Durante esses pré-testes o autor reparou que devia ser restringido adequadamente o escorregamento das chapas para o interior da matriz pela ação do prensa-chapas. Por esse motivo, cargas no prensa-chapas entre 200 e 401 kN foram impostas nos pré-testes com a finalidade

de encontrar a carga mais indicada para conduzir os ensaios com o punção reto. A carga no prensa-chapas que se mostrou mais adequada para a expansão de furos com o punção reto foi de 300,6 kN, a qual foi definida para os ensaios com esse punção.

Ao total, foram realizados 16 ensaios de expansão de furos, sendo 12 ensaios com punção hemisférico e 4 ensaios com punção reto. É importante deixar claro que todos os furos expandidos possuíam diâmetro médio inicial de 10 mm. Outro detalhe de suma importância que deve ser relatado é que na condução dos ensaios a carga imposta pelos punções não foi variada. Tomando-se como referência a carga de estampagem utilizada nos ensaios de Nakazima, para os ensaios de expansão de furos fixou-se a carga nos punções em 370 kN. As quantidades para cada geometria de CP e as cargas no prensa-chapas impostas aos ensaios são informadas na Tabela 14.

Tabela 14 – Quantidade de CP`s utilizados nos ensaios de expansão de furos.

Dimensões dos CP`s (mm)	Quantidade	Extração de rebarbas	Carga no prensa-chapas (kN)
50 x 137	3	Inferior	1002
50 x 137	3	Inferior e superior	1002
R65	3	Inferior	1002
R65	3	Inferior e superior	1002
R60	2	Inferior	300,6
R60	2	Inferior e superior	300,6
Total de CP`s	16		

Quanto aos cuidados tomados nos ensaios de expansão de furos, por conveniência foram rebarbadas as arestas superiores e inferiores dos CP`s, conforme é informado na Tabela 14. O processo de rebarbação localizado foi executado utilizando uma micro retífica Dremel 4000 e lixas de granulometria 320 e 600. A rebarbação foi realizada retirando-se apenas o excesso de rebarbas com a

micro retífica portando um rebolo de óxido de alumínio branco, cuja granulometria (média/fina) não foi informada pelo fabricante. Após a retirada do excesso, foram empregadas lixas 320 e 600 para proporcionar melhor acabamento das regiões rebarbadas pela micro retífica.

Todos os ensaios foram realizados a partir de curso de punção definido para cada geometria de CP. Tal padronização foi necessária para permitir comparações entre os resultados observados em CP's com rebarba e sem rebarba. Os resultados das expansões foram avaliados quanto à razão de expansão e trincas nucleadas radialmente aos furos.

Como avaliação adicional levantou-se a conformabilidade a de chapas com furos expandidos via ensaios de Nakazima e, como resultado, definiu-se uma CLC a partir de ensaios realizados com CP's de geometria circular de raio de 65 mm e de CP's de dimensões de 50 x 137 mm. Essa CLC obtida com chapas pré furadas, cujos furos foram totalmente rebarbados, foi comparada com a CLC levantada inicialmente para o aço CPW800 visando evidenciar a variação da conformabilidade a partir de furos expandidos.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Caracterização do aço CPW800

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos através dos ensaios experimentais do aço CPW800. De acordo com o planejamento experimental descrito na seção anterior, a primeira fase de testes compreendeu a análise das propriedades mecânicas fundamentais do material em estudo.

Com a análise química, análise por microscopia eletrônica de varredura, ensaios de tração e ensaios de Nakazima, buscou-se chegar a um melhor conhecimento da composição química do aço, da sua microestrutura, de suas propriedades mecânicas e dos parâmetros de conformabilidade, respectivamente.

Através dos resultados obtidos, tornou-se possível uma análise criteriosa do comportamento do aço CPW800 quando submetido aos ensaios laboratoriais clássicos empregados neste estudo.

4.1.1 Análise química

A análise química realizada por espectrometria de emissão ótica possibilitou a verificação da real composição química da amostra fornecida para os ensaios, bem como sua comparação com a especificação fornecida pelo fabricante do aço e também de autores que realizaram trabalhos com o aço CPW800.

A Tabela 15 a seguir mostra tanto a composição química mássica percentual prevista para o material segundo o resultado da análise química realizada neste trabalho, a composição relatada em trabalho anterior realizado por ZIEGELHEIMOVA *et al.* (2003) bem como a composição química informada pelo fabricante do aço CPW800, THYSSENKRUPP STEEL (2008).

Tabela 15 – Composição química do aço Complex Phase (CPW800) laminado à quente segundo análise espectrométrica, segundo fabricante e segundo pesquisa anterior realizada por ZIEGELHEIMOVA *et al.* (2003).

Composição segundo análise realizada por espectrometria de emissão ótica									
C	Mn	Si	P	Cr+Mo	S	Nb+Ti	Al	V	B
0,09	1,74	0,61	0,01	0,51	0,001	0,144	0,034	0,003	0,0001
Composição segundo o fabricante THYSSENKRUPP STEEL (2008)									
C	Mn	Si	P	Cr+Mo	S	Nb+Ti	Al	V	B
max	max	max	max	max	max	max	max	max	max
0,12	2,20	0,80	0,040	1,00	0,015	0,15	1,20	0,20	0,005
Composição segundo ZIEGELHEIMOVA <i>et al.</i> (2003)									
C	Mn	Si	P	Cr+Mo	S	Nb+Ti	Al	V	B
0,18	2,20	0,80	0,025	1,00	-	0,36	0,015	-	-

Entre os valores fornecidos pela THYSSENKRUPP STEEL (2008) e os obtidos através da análise espectrométrica, observa-se que houve uma sensível diferença apenas para elementos como Cr+Mo, Al e V. Segundo MARRA (2008), a presença de Cr+Mo em aços AHSS, é importante para estabilizar a ferrita e retardar a formação de perlita e bainita. Por outro lado, GORNI (2001) relata que a presença de Al promove ação desoxidante nos aços CPW, e, em pequenas adições, impede o crescimento dos grãos e endurece a ferrita. No caso do V, também em pequenas adições, GORNI (2001) ainda relata que esse elemento químico aumenta a dureza a quente e possibilita diminuir o tamanho do grão no aço.

Apesar da pequena diferença nas quantidades em peso elementos de liga Cr+Mo, Al e V na composição química do aço CPW800, o referido material apresentou índice de conformabilidade sem a perda de propriedades mecânicas fundamentais, como será visto na subseção 4.3 deste trabalho. Comparando-se a composição química relatada nesse trabalho com a composição química obtida por

ZIEGELHEIMOVA *et al.* (2003) e pelo próprio fabricante, segundo a Tabela 15, pode-se dizer que há uma concordância de resultados, pois o fabricante especifica suas composições na mesma tabela como as máximas admitidas para o tipo de aço aqui estudado.

4.1.2 Análise microestrutural

A análise microestrutural do aço CPW800 teve como propósito apresentar e discutir as diferentes fases encontradas no material através da aplicação de apenas um tipo de reagente químico usado para revelação da estrutura.

O ataque químico com Nital 3% revelou os contornos das fases presentes no aço possibilitando identificar a fase ferrítica, em tom cinza claro, e, as fases martensítica e bainítica, em cor mais escura, Figura 50 (a). Embora o ataque químico tenha sido conduzido durante 7 segundos com reagente de Nital 3%, a separação entre a fase martensítica e bainítica não foi possível. A Figura 50 mostra micrografias obtidas na seção longitudinal do aço CPW800 com ampliações de 1000x e 5000x.

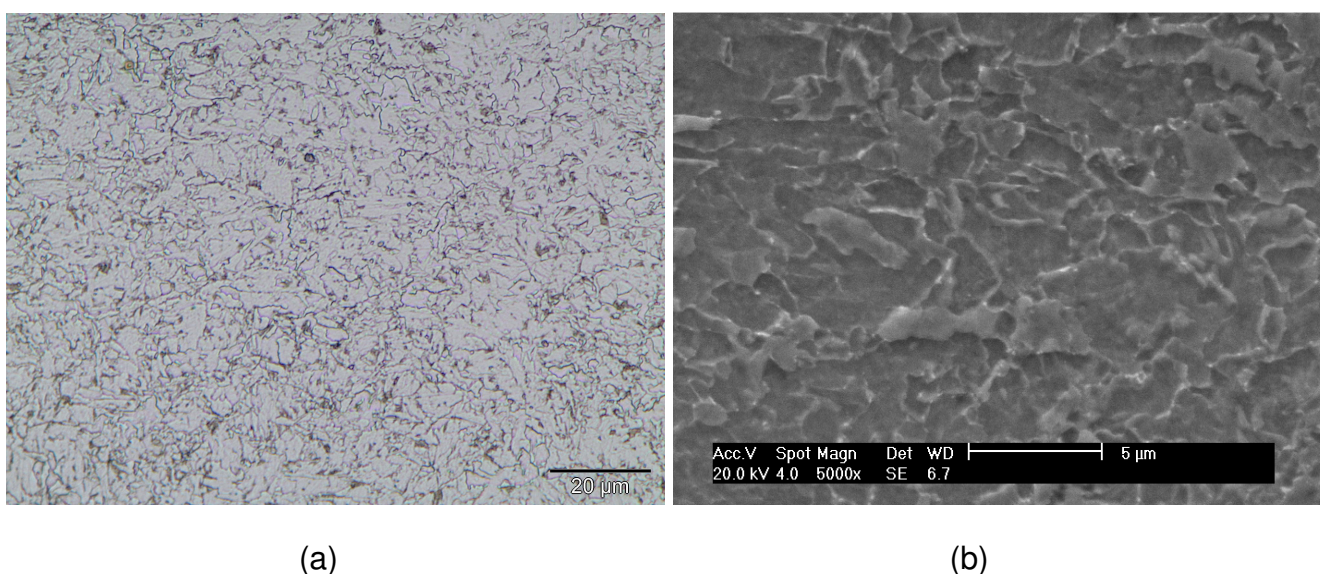


Figura 50 – Micrografias do aço CPW800 com ampliação de 1000x obtida com microscópio ótico (a) e ampliação de 5000x obtida com MEV (b).

As microestruturas ilustradas na Figura 50 (a) e (b), típicas do aço CPW800, conferem elevados níveis de resistência a esse material devido à boa combinação das fases dúcteis e duras, mantendo um nível de ductilidade conveniente. A fase ferrítica e a austenita retida garantem a ductilidade e as fases duras martensita e bainita limitam as deformações e elevam a resistência do material. Na Figura 50, verificar na figura que bainita, por não ter os contornos bem definidos, se mistura com a microestrutura da martensita.

4.1.3 Ensaios de tração

Os ensaios de tração, realizados com os corpos de prova retirados formando ângulos de 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação da chapa, forneceram informações relativas às propriedades mecânicas do material, como o limite de resistência (LR), tensão de escoamento (LE) e alongamento (A). Estas propriedades caracterizam o material quanto aos seus valores limite em termos de resistência (LR), a tensão máxima atingida ao final da deformação elástica e consequente início de deformação plástica a 0,2% (LE) e finalmente o alongamento total (A) do material até o instante da fratura.

Outros dados calculados ao final dos ensaios de tração foram o fator de anisotropia “*R*” e coeficiente de encruamento “*n*” do material. Tanto o fator de anisotropia quanto o coeficiente de encruamento são parâmetros que caracterizam o material quanto a sua conformabilidade.

Além das propriedades mecânicas e dos parâmetros de conformabilidade do material, os ensaios de tração realizados permitiram ainda uma avaliação do material quanto ao perfil da curva Tensão vs Deformação da chapa metálica.

A Tabela 16 a seguir mostra os resultados referentes às propriedades mecânicas do material obtidas através dos ensaios de tração, em comparação aos valores fornecidos pelo fabricante do aço CPW800.

Tabela 16 – Propriedades mecânicas do aço CPW800, obtidos através dos ensaios de tração realizados neste trabalho e propriedades mecânicas segundo o fabricante THYSSENKRUPP STEEL (2008).

Propriedades Mecânicas do aço CPW800			
Propriedades	LE (MPa)	LR (MPa)	<i>Al total</i> (%)
Ensaio de tração	796	845	16,8
Segundo o fabricante	680 - 830	800 - 980	-

Os resultados apresentados na Tabela 16 mostram que tanto os valores do LR quanto do LE, obtidos pelos ensaios de tração, enquadram-se perfeitamente dentro dos valores fornecidos pelo fabricante. Somente o valor do alongamento total (*Al total* de 16,8%) não foi comparado na tabela, pois o fabricante informou somente o alongamento mínimo, o qual é em torno de 10%. Apesar disso, o *Al total* de 16,8% observado nos ensaios de tração realizados nesse trabalho pode ser considerado como aceitável, pois, tomando-se como referência o alongamento relatado por SHAW (2002), em torno de 10 à 15% e, o alongamento observado em ensaios conduzidos por GEIGER *et al.* (2008), média de 13,09%, pode-se afirmar que a diferença no alongamento é pequena. Nesse sentido, em termos de propriedades mecânicas, a amostra do aço CPW800 que foi utilizada em testes posteriores neste trabalho não apresentaram nenhuma restrição que pudesse influenciar nos resultados dos demais ensaios laboratoriais aqui descritos.

Os fatores de anisotropia do aço CPW800, obtidos pelos ensaios de tração, estão apresentados na tabela 17 na página seguinte. Os valores dos fatores de anisotropia, bem como os coeficientes de encruamento foram obtidos a partir da realização de três ensaios de tração para cada direção de laminação do corpo de prova. Para levantar os fatores de anisotropia foram seguidas as recomendações da norma ASTM E-517, enquanto que para o levantamento do coeficiente de encruamento seguiu-se a norma ASTM E-646. A Tabela 17 na página seguinte apresenta os valores médios de R e n para as direções de 0°, 45° e 90°, o valor da anisotropia média (\bar{R}) e da anisotropia planar (ΔR). Os resultados obtidos nos ensaios foram comparados com resultados obtidos em ensaios de tração realizados por GEIGER *et al.* (2008).

Tabela 17 – Fatores de anisotropia R , \bar{R} e ΔR e coeficiente de encruamento n do aço CPW800, obtidos através dos ensaios de tração e segundo GEIGER et al. (2008).

Parâmetros de conformabilidade do aço CPW800									
Parâmetros	\bar{R}	R^{0°	R^{45°	R^{90°	ΔR	$n_{\text{médio}}$	n^{0°	n^{45°	n^{90°
Ensaio de tração	0,746	0,749	0,830	0,576	-0,167	0,077	0,082	0,078	0,071
GEIGER et al. (2008)	0,895	0,730	1,050	0,750	-0,620	0,100	0,095	0,105	0,100

Apesar dos valores da anisotropia média (\bar{R}) e da anisotropia planar (ΔR) na linha referente aos parâmetros evidenciados por GEIGER et al. (2008), na Tabela 16, terem sido calculados pelo autor do presente trabalho (considerando os parâmetros de GEIGER et al. (2008), os resultados dos ensaios de tração informados na Tabela 17 reforçam que o aço CPW800 é um material destinado a operações que exigem um certo nível de estampagem. Nesse sentido, CHEMIN (2011) relata que um aço que apresenta valores para \bar{R} acima de 1,6, n acima de 0,2 e ΔR próximo a zero, é considerado um material de alta conformabilidade. No caso do aço CPW800 utilizado neste trabalho, pode-se afirmar que é um aço de boa conformabilidade, pois o fator \bar{R} e o coeficiente n desse aço apresentaram valores próximos de 1,0 para o \bar{R} e 0,1 para o n .

Um fator importante a ser observado aqui é a variação dos resultados do fator R para cada uma das três direções (0° , 45° e 90°), representados por R_{0° , R_{45° e R_{90° respectivamente. Neste caso, o maior valor de R foi atingido para a direção de 45° , em torno de 0,830, o que implica dizer que o material apresenta melhor conformabilidade nessa direção, ou seja, o material apresenta uma tendência de se deformar mais eficientemente aos esforços à 45° com a direção de laminação da chapa, atingindo um nível de conformação maior e sem ruptura nesta direção. Para as direções de 0° e 90° , os valores de R apresentaram-se na faixa de 0,749 e 0,576, respectivamente. Estes valores de R se encontram dentro de uma faixa típica para

materiais com boa conformabilidade, apesar de serem inferiores aos valores atingidos para a direção de 45°. Com base nas afirmações anteriores, pode-se classificar o aço CPW800 como um aço anisotrópico planar, uma vez que este apresentou valores diferentes para R_{0° , R_{45° e R_{90° ($R_{0^\circ} \neq R_{45^\circ} \neq R_{90^\circ}$). Tal fato indica que o material apresenta diferentes propriedades mecânicas no plano da chapa, ou seja, a reação do material é diferente conforme a direção de aplicação dos esforços no plano do material.

Os diferentes valores para cada uma das direções consideradas nos ensaios permitem afirmar que o material apresenta tendência a sofrer o fenômeno conhecido como orelhamento quando estampado. A tendência de um aço estampado apresentar o orelhamento é quantificada pelo ΔR , o qual, para o aço em questão, é apresentado na Tabela 17 com valor de - 0,167. Segundo SCHAEFFER (2004), quanto maior ou menor o valor do ΔR , maior será a tendência do material sofrer orelhamento. Por outro lado, SCHAEFFER (2004) também relata que se o valor de ΔR for nulo, este fenômeno não ocorrerá na estampagem.

O coeficiente de encruamento médio ($n_{\text{médio}}$) resultante dos ensaios foi de aproximadamente 0,077 para as três direções em que o material foi ensaiado, representadas por n^{0° , n^{45° e n^{90° para os ângulos de 0°, 45° e 90°, respectivamente. A partir do valor do coeficiente de encruamento médio pode-se dizer que o aço CPW800 permite boa conformabilidade. Tal afirmação entra em concordância com CHEMIN (2011) que relata que quanto maior for o valor do fator \bar{R} e o valor do coeficiente de encruamento n , melhor será a conformabilidade de um aço AHSS.

O resultado obtido para o coeficiente de encruamento n nos ensaios mostrou que o aço CPW800 tende a apresentar um elevado limite de instabilidade plástica, o que confere boa conformabilidade por processo de estiramento. Quanto maior o limite de instabilidade do aço CPW800, este material, quando submetido à estampagem, tende a distribuir a deformação para as regiões vizinhas ao local mais deformado, resultando em um afinamento (redução de espessura) mais homogêneo da chapa. Esse comportamento evita que ocorra uma redução da espessura localizada (empescoçamento) numa porção do material, onde fatalmente ocorreria a ruptura da chapa.

A seguir, a figura 51 ilustra a curva Tensão vs Deformação de engenharia do aço CPW800 obtida através dos ensaios de tração.

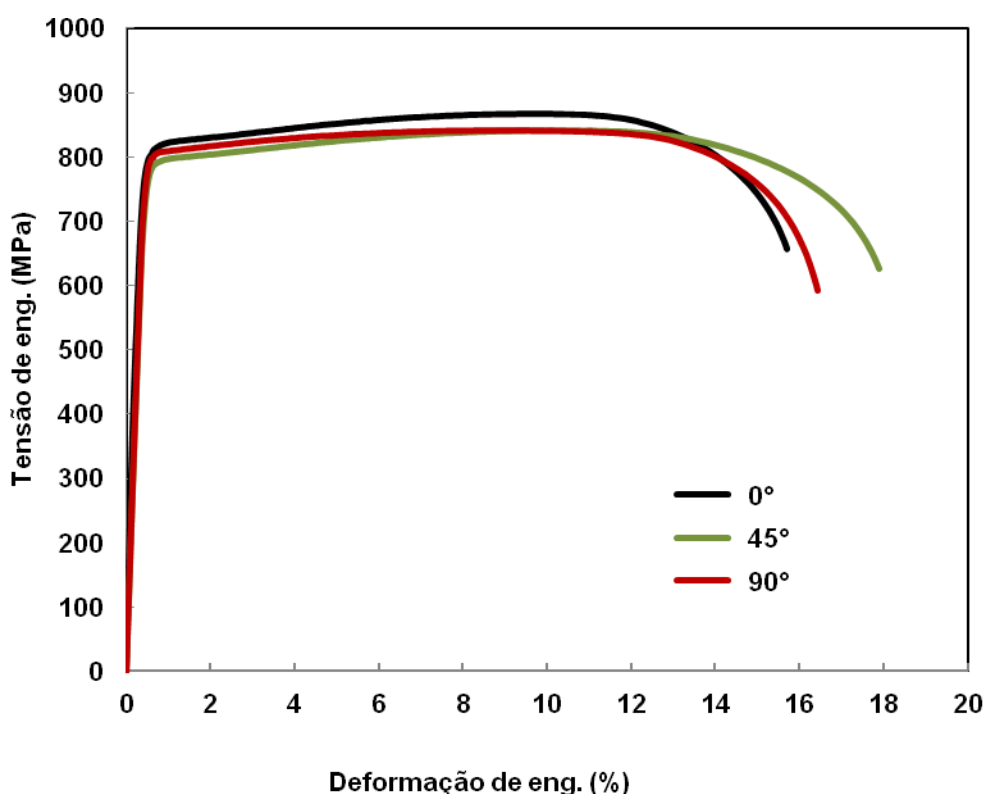


Figura 51 – Curva Tensão vs Deformação de engenharia do aço CPW800.

A partir dos ensaios conduzidos com o aço CPW800 pode-se fazer a seguinte afirmativa: aços CPW apresentam uma excelente combinação de alta resistência e capacidade de deformação e grande capacidade de encruamento. A alta capacidade de encruamento garante a esses aços excelente capacidade de absorção de impacto e, é isso que faz com que os aços CP sejam uma opção interessante para componentes estruturais e de segurança nos automóveis atuais.

4.2 Ensaios de puncionamento

Antes de serem abordadas as análises definidas neste na subseção 4.2, é importante deixar claro que para facilitar a identificação das combinações entre os punções e as folgas empregados nos ensaios de puncionamento deste trabalho,

foram utilizadas siglas apropriadas para cada análise, sendo que, desta forma, facilitou as discussões dos resultados obtidos.

Na sequência são apresentadas de forma organizada as análises desenvolvidas para os tipos de punção e folgas empregados nos ensaios de puncionamento com brochamento e para os ensaios de puncionamento com punção clássico. Inicialmente é realizada uma análise com ANOVA procurando evidenciar qual variável de processo ou fator foi mais impactante em resultados como altura de rebarbas, cilindricidade e conicidade.

4.2.1 ANOVA – Análise da Variância

Em conformidade com o planejamento experimental adotado para este trabalho, planejamento fatorial com 2 variáveis à três níveis, foi realizada a Análise da Variância – ANOVA dos dimensionais das rebarbas geradas nas superfícies inferiores e superiores dos CP's puncionados, considerando as geometrias de punção e as folgas entre punção e matriz definidas para os ensaios de puncionamento. A ANOVA foi calculada com o *software* STATISTICA 8.0 adotando-se um intervalo de confiança de 95% e foram considerados os efeitos isolados das variáveis de processo (fatores), bem como efeitos das interações entre os mesmos.

A Tabela 18 a seguir mostra os resultados da análise de variância de rebarbas desenvolvidas na superfície inferior das chapas puncionadas.

Tabela 18 – ANOVA das alturas de rebarbas desenvolvidas na superfície inferior das chapas puncionadas com punção combinado e punção clássico.

Fatores	SQ	GL	MS	F _{calculado}	F _{Tabelado}
(1) Geometria do punção	0,131	2	0,065	34,325	3,370
(2) Folga da matriz	0,065	2	0,032	17,004	3,370
1 * 2	0,158	4	0,040	20,762	2,740
Erro	0,034	18	0,002		
SQ Total	0,388	26			

A verificação da influência dos fatores na formação de defeitos como rebarbas, por exemplo, é feita pela comparação entre valores de F calculado e F tabelado, respectivos a cada um dos fatores da tabela da ANOVA. Quando o F calculado é maior que o F tabelado de um determinado fator, deve-se aceitar a hipótese nula de que o fator causou influência na variável de resposta. No caso da Tabela 18, pode ser notado que tanto as geometrias dos punções (fator 1) como as folgas entre punções e matrizes (fator 2) influenciaram na formação de rebarbas na superfície inferior dos CP's puncionados. Dentre estes dois fatores, o que mais influenciou na geração de rebarbas foi a geometria dos punções, pois apresentou um valor de F calculado de 34,325, superior ao valor de F tabelado de 3,37. A interação entre os fatores 1 e 2 obviamente mostrou forte influência sobre a geração de rebarbas inferiores para um nível de significância de 5%.

Quanto à influência das geometrias dos punções e matrizes na geração de rebarbas na superfície superior dos furos puncionados, a Tabela 19 mostra a influência desses dois fatores para o nível de confiabilidade de 95%. Para efeito dos cálculos da ANOVA da Tabela 19, considerou-se apenas a influência dos punções do tipo 1 e 2, bem como das matrizes com 1%, 3% e 5% de folga, pois o punção tipo 3 não possibilitou a geração de rebarbas nas bordas superiores dos furos puncionados.

Tabela 19 – ANOVA das alturas de rebarbas desenvolvidas na superfície superior das chapas puncionadas com punção combinado.

Fatores	SQ	GL	MS	F _{calculado}	F _{Tabelado}
(1) Geometria do punção	0,020	1	0,020	21,008	4,540
(2) Folga da matriz	0,007	2	0,003	3,598	3,680
1 * 2	0,014	2	0,007	7,511	3,680
Erro	0,011	12	0,001		
SQ Total	0,052	15			

Pode ser notado na Tabela 19 que somente a geometria dos punções tipo 1 e 2 (fator 1) influenciaram na formação de rebarbas na superfície superior dos CP's puncionados. O fator 1 apresentou um valor de F calculado de 46,149, superior ao valor de F tabelado de 3,370. O fator 2 não mostrou influência relevante sobre a geração das rebarbas superiores. Embora, a interação entre os fatores 1 e 2 tenha mostrado certa influência sobre a geração de rebarbas superiores para um nível de significância de 5%, tal influência foi relativamente pequena. Considerando que o fator 2, folgas na matriz, não se mostrou influente na geração de rebarbas superiores, o F calculado de 7,511, pouco maior que o F tabelado de 3,680 não foi considerado significativo a ponto de definir a influência da interação de fatores na ANOVA da Tabela 19.

A ANOVA mostrou ser uma ferramenta bastante útil na avaliação da influência das variáveis de processo (fatores 1 e 2) e de suas interações na geração de rebarbas em chapas puncionadas. As análises gráficas em conjunto com a ANOVA permitem afirmar que as geometrias de punção utilizadas nos ensaios de puncionamento do presente trabalho são extremamente influentes na geração de rebarbas inferiores aos furos. Indiscutivelmente, tal fenômeno é causado devido à interação entre a geometria de cada punção e às folgas utilizadas entre os punções e as matrizes. Nesse sentido, acredita-se que: as rebarbas são formadas a partir da extrusão de material retirado das paredes dos furos puncionados, de forma similar ao que foi discutido na subseção 4.2.1.1 neste trabalho. Apesar disso, é importante salientar que nos puncionamentos com punção clássica não foi observada geração considerável de rebarbas na superfície superior dos furos. Sabendo-se que as rebarbas na superfície são geradas no retorno do punção durante a operação de puncionamento, a geração de rebarbas na superfície superior dos furos obtidos com punções combinados é atribuída ao canal usinado radialmente aos punções tipo 1 e tipo 2. Durante o retorno do punção a aresta ao redor dos canais funciona como uma aresta de corte e extrai material das paredes dos furos, contribuindo, desta forma para a geração de rebarbas superiores nas bordas dos furos. O retorno elástico do furo contribui positivamente para a geração das rebarbas superiores, pois a retração dos furos permite que haja maior atrito entre as paredes dos furos com a aresta de corte dos canais radiais dos punções tipo 1 e tipo 2.

4.2.1.1 Análise da altura de rebarbas

Com relação rebarbas geradas nos puncionamentos realizados com a combinações entre os punções tipo 1 e 2 e as matrizes de 1%, 3% e 5%, inicialmente pode-se afirmar que todas as combinações geraram rebarbas nas bordas dos furos tanto na parte superior quanto na parte inferior das chapas, Figura 52.

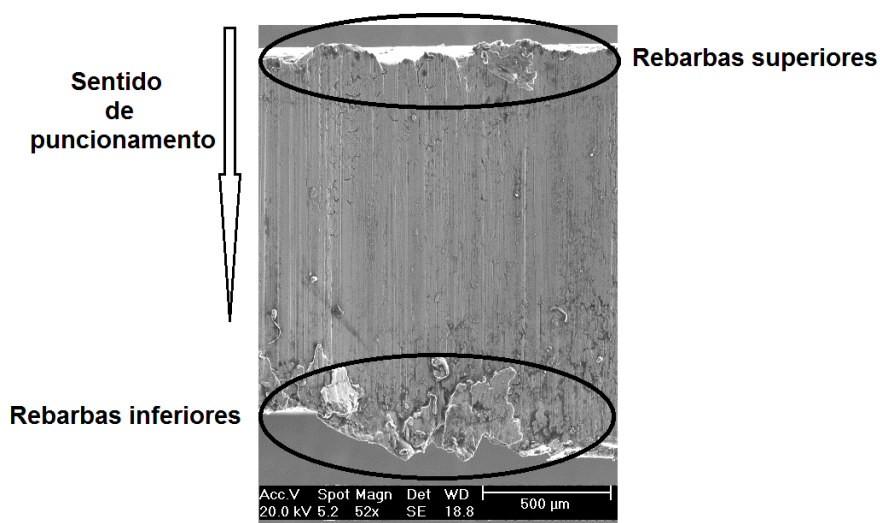


Figura 52 – Ampliação da parede de um furo puncionado por punção combinado tipo 1 e matriz com 1% de folga – MEV 52x.

Os resultados relativos à medição de altura das rebarbas desenvolvidas em furos obtidos a partir de cada combinação entre punção e matriz segundo as Tabelas 8 e 9 apresentadas no na subseção 3.3.4.3 deste trabalho são apresentados e discutidos mais adiante, na página 108.

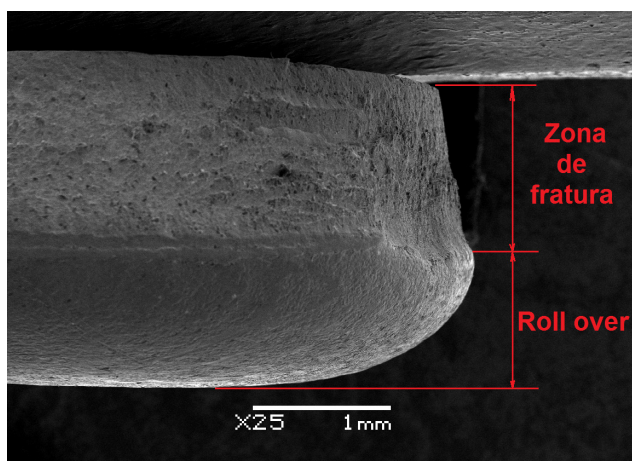
4.2.2 Puncionamento combinado com brochamento

Nos subitens sequenciais são discutidos os resultados quanto a análise de cavacos, retalhos, altura de rebarbas, cilindricidade e conicidade para os ensaios de puncionamento combinado com brochamento. As análises conduzidas contemplam

os resultados obtidos a partir das combinações entre os punções tipo 1 e tipo 2 e as matrizes com folgas de 1%, 3% e 5% da espessura do material puncionado.

4.2.2.1 *Análise de cavacos e retalhos*

Quanto ao retalho resultante da etapa inicial do processo combinado de puncionamento com brochamento, a ampliação de 25 vezes ilustrada pela Figura 53 (a) mostra apenas duas regiões formadas ao retalho após a etapa inicial de puncionamento combinado com brochamento. Para os punções tipo 1 e tipo 2, os retalhos apresentaram as mesmas características típicas de recorte realizados com puncionamento clássico. Apenas um detalhe chamou a atenção na figura. O retalho não mostra a formação de zona lisa. Embora a Figura 53 (a) mostre um retalho obtido para uma combinação específica entre punção e matriz, para todas as combinações possíveis entre os dois tipos de punção e às três matrizes utilizadas, os retalhos obtidos nos puncionamentos mostraram o mesmo tipo de formato da Figura 53 (a).



(a)



(b)

Figura 53 – Retalho (a) e cavacos (b) obtidos a partir do puncionamento do aço CPW800 com punções do tipo 1 e 2 e matrizes com 1%, 3% e 5% de folga.

Deve ser salientado que as pontas de ambos os punções (tipo 1 e tipo 2) foram dimensionadas com o mesmo raio de 4,4 mm e que as folgas entre punções e as matrizes aumentaram drasticamente nessa etapa inicial do processo puncionamento combinado com brochamento. As folgas nessa etapa de puncionamento realizada somente com as pontas de raio de 4,4 mm dos punções foram da ordem de 49%, 51% e 53% da espessura da chapa, respectivamente a cada matriz. Pela magnitude das folgas, esperava-se que ocorresse o rasgamento o material no recorte, mas todos os retalhos não mostraram uma geometria típica de rasgamento ocasionado pelo desencontro das trincas desenvolvidas a partir da aresta do punção e da aresta da matriz. Esse comportamento da fratura do aço CPW800 mediante o puncionamento com folgas bem maiores que a convencional mostra que o aço em estudo possui grande conformabilidade e capacidade de absorção de impacto antes da ocorrência de fraturas. Essa analogia é interessante, pois torna possível avaliar qualitativamente e, de forma bastante simples, a conformabilidade do aço em estudo.

Avaliações visuais dos tipos de cavacos obtidos a partir de puncionamentos conduzidos com combinações distintas de punção e matriz não permitiram diferenciar os tipos de cavacos obtidos. Os puncionamentos realizados com as combinações entre os punções 1 e 2 e as matrizes de folgas de 1%, 3% e 5% não possibilitam afirmar que a geometria de punção tipo 1 ou do tipo 2 modificam a forma dos cavacos extraídos progressivamente das paredes dos furos. Os cavacos são ilustrados na Figura 53 (b). Quanto à forma dos cavacos, a explicação para seu desenvolvimento é a seguinte: pelo fato dos punções combinados não possuírem bolsas de cavacos entre as arestas de corte para brochamento, o material extraído das paredes dos furos a partir das arestas de corte nos punções combinados não é cortado a partir do mesmo mecanismo de corte como nos processos convencionais de brochamento. Nos processos convencionais, o material extraído da peça ou cavaco (Figura 54 a seguir) começa a ser formado quando a ferramenta de corte comprime uma porção do material da peça, que por sua vez, se deforma e é recalcado até que seja atingido o seu limite de ruptura. Neste instante, a porção de material recalcado sofre cisalhamento e se desloca segundo um plano de cisalhamento.

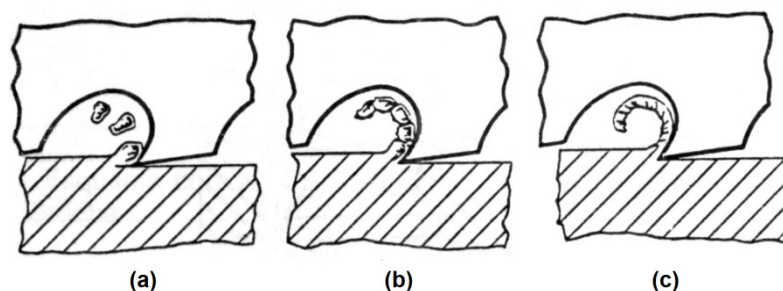


Figura 54 – Cavacos gerados no processo de brochamento: (a) em lascas, (b) cisalhado e (c) contínuo (adaptado de STEMMER, 1995).

Analisando a Figura 55 a seguir, a qual ilustra o momento em que as arestas de corte para brochamento avançam no material da chapa, as forças atuantes na chapa e no punção combinado durante a formação do cavaco permitem verificar certa similaridade ao processo de extrusão a frio de materiais metálicos. Como os punções do tipo 1 e tipo 2 não possuíam bolsa de cavacos, forças radiais ao punção e ao furo possibilitaram a formação de uma espécie de “câmara”, a qual permitiu que o material fosse expelido da chapa à medida que as arestas de corte escalonadas avançassem sobre o furo previamente puncionado. A ação conjunta das forças compressivas desenvolvidas radialmente tanto às paredes do punção quanto punção às paredes do canal da matriz, bem como a ação da força de corte axial ao punção, possibilitou desenvolver condições propícias para que cavacos de grande volume e de formatos cilíndricos fossem praticamente “extrudados”.

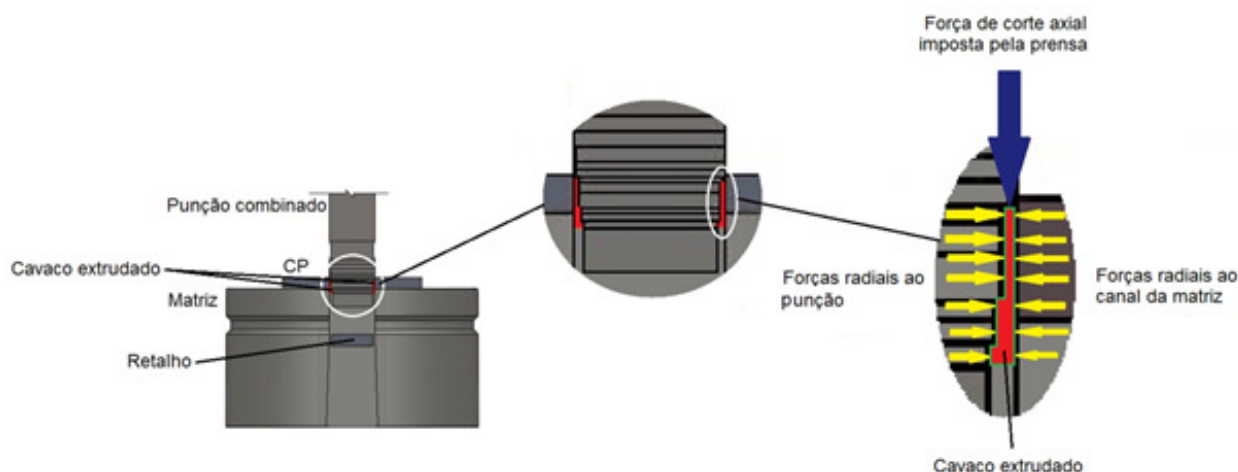


Figura 55 – Princípio de formação do cavaco extrudado.

É importante deixar claro que a teoria aqui proposta para a formação do cavaco extrudado no processo de puncionamento com brochamento é válida somente para os puncionamentos realizados com punções combinados e folgas entre punção e matriz definidas para este estudo.

4.2.2.2 *Análise gráfica da altura de rebarbas*

As análises gráficas realizadas nessa subseção permitem uma melhor elucidação em caráter quantitativo dos puncionamentos que apresentaram os melhores resultados em termos de geração de rebarbas nos ensaios de puncionamento realizados com punções combinados.

As figuras 56 à 59 apresentadas na sequência mostram claramente que três combinações entre punções e matrizes são responsáveis por menores gerações de rebarbas em superfícies inferiores nos furos (INF). Segundo a Figura 56 a seguir, chapas de aço CPW800 puncionadas por punções tipo 1 com folgas de 1% e 3% (INF11 e INF13) da espessura de chapa de 2,5 mm apresentam menor índice de altura média de rebarba quando comparadas com resultados de rebarbas geradas em puncionamento combinado utilizando o mesmo punção e folga de 5% da espessura do material estudado. Além disso, pode-se observar que a altura média de rebarbas desenvolvidas nas amostras com combinações INF11 e INF13 é praticamente a mesma.

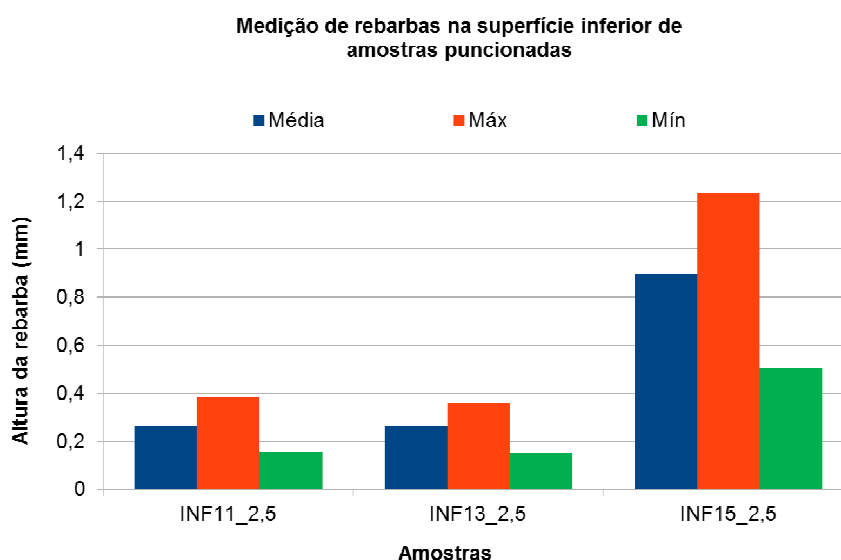


Figura 56 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 1 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

A figura 57 mostra que a combinação que gerou menor índice de altura média de rebarba com o punção tipo 2 é a INF21 (folga de 1% da espessura do material puncionado).

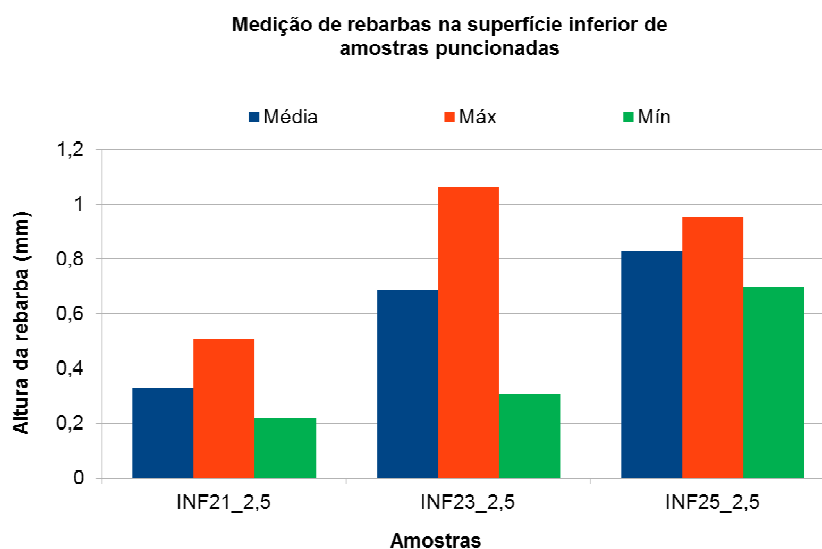


Figura 57 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 2 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

Na Figura 58 a altura de rebarbas desenvolvidas com os dois tipos de punções combinados e todas as matrizes é comparada. É fácil reparar que puncionamentos realizados com punção tipo 1 e folgas de 1% e 3 % e, puncionamentos realizados com punção tipo 2 e folga de 1% da espessura do aço CPW800 proporcionam os mesmos resultados quantitativos em termos de rebarbas desenvolvidas nas arestas inferiores dos furos obtidos. Outra informação que a figura 58 traz é que existe uma evolução crescente da altura de rebarbas em arestas inferiores dos furos tanto para furos puncionados com combinações entre punção do tipo 1 e folgas de 1%, 3 % e 5% quanto para furos puncionados com combinações entre punção do tipo 2 e folgas de 1%, 3 % e 5%. Embora exista grande semelhança de resultados nas combinações INF11, INF13 e INF21, como relatado anteriormente, o gráfico da Figura 58 mostra que existe uma relação do crescimento da altura média das rebarbas em função do aumento das folgas definidas para realização dos ensaios de puncionamento combinado com brochamento para ambos os punções combinados utilizados nessa etapa do presente trabalho.

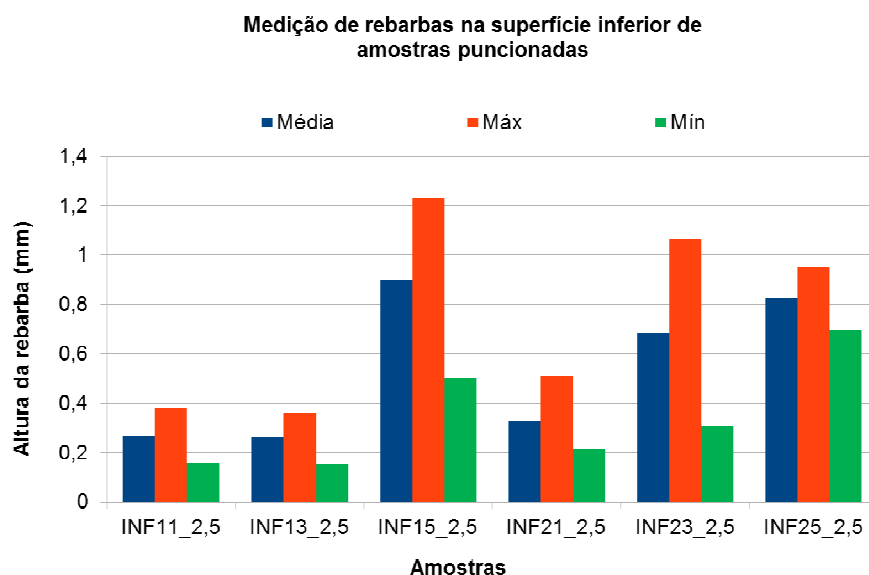


Figura 58 – Evolução da altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punções tipo 1 e tipo 2 empregando folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

Um detalhe interessante ainda deve ser aqui ressaltado quanto a semelhança dos resultados para altura média de rebarbas desenvolvidas em furos puncionados a

partir das combinações INF11, INF13 e INF21. Embora o punção do tipo 2 tivesse geometria com duplo estágio de arestas de corte progressivas, Figura 59(a) ilustrada a seguir, enquanto o punção do tipo 1, Figura 59 (b), tinha somente um estágio, os resultados em termos quantitativos de rebarba são praticamente os mesmos. Isso permite afirmar que para o puncionamento combinado com brochamento do aço CPW800 as arestas de corte progressivas em duplo estágio não apresentam vantagem na diminuição ou eliminação de rebarbas em arestas inferiores dos furos.

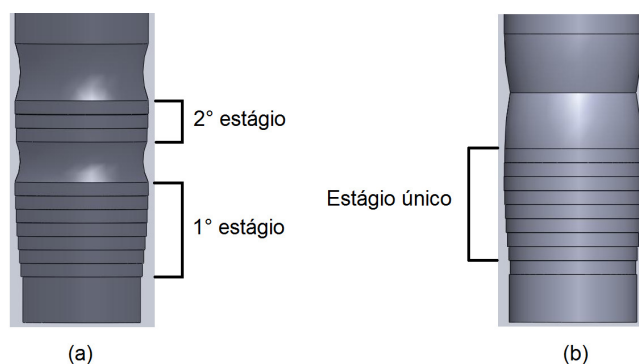


Figura 59 – Estágios para as arestas de corte dos punções combinados tipo 2 (a) e tipo 1 (b).

As Figuras 60, 61 na página seguinte e a Figura 62 na página 137 apresentam os melhores resultados em termos de geração de rebarbas nas arestas superiores dos furos (SUP) em ensaios de puncionamento realizados com punções combinados. Os gráficos mostram que somente combinações entre punções do tipo 1 e 2 com a matriz de folga de 5% permitem menores gerações de rebarbas em superfícies de arestas superiores dos furos.

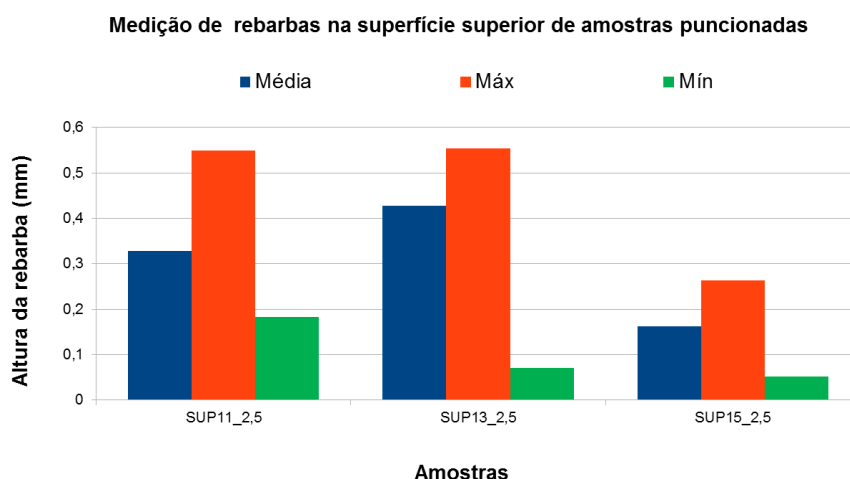


Figura 60 – Altura de rebarbas superiores para puncionamentos realizados com punção tipo 1 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

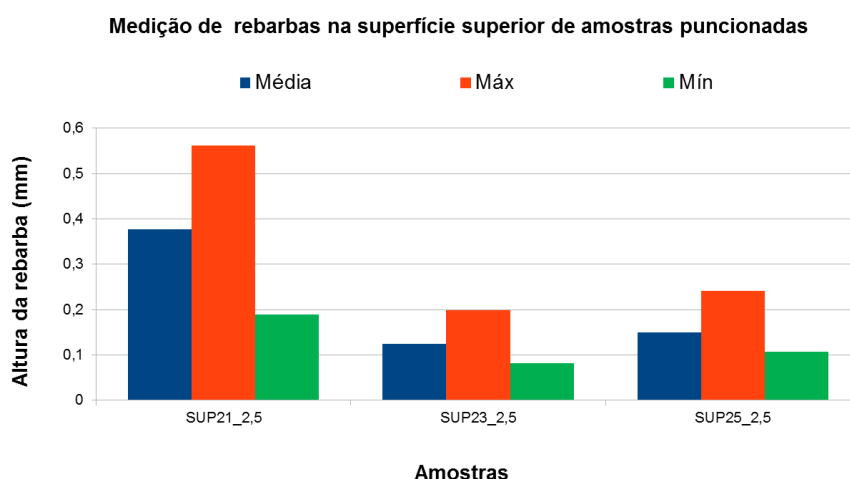


Figura 61 – Altura de rebarbas superiores para puncionamentos realizados com punção tipo 2 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

Adicionalmente ao que foi relatado no parágrafo anterior, a Figura 62 a seguir mostra que existe uma evolução decrescente da altura de rebarbas em arestas superiores dos furos tanto para furos puncionados com combinações entre punção do tipo 1 e folgas de 1%, 3 % e 5% quanto para furos puncionados com combinações entre punção do tipo 2 e folgas de 1%, 3 % e 5%.

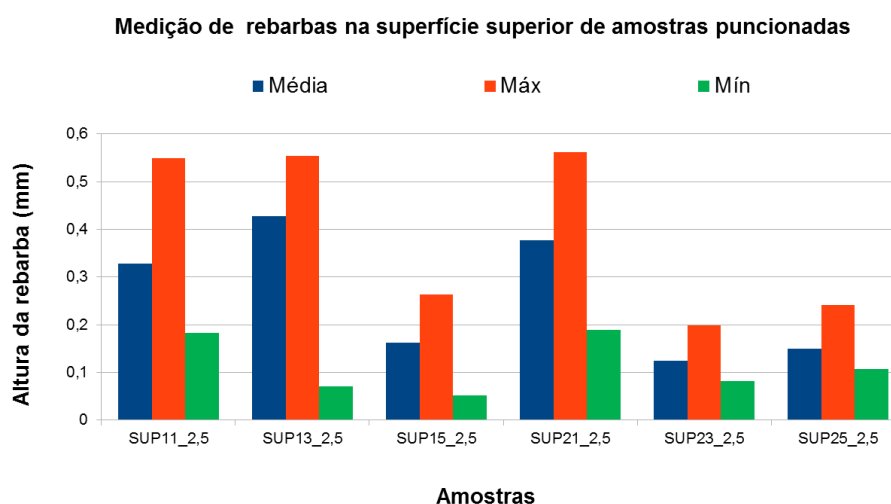


Figura 62 – Evolução da altura de rebarbas superiores para puncionamentos realizados com punções tipo 1 e tipo 2 empregando folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

4.2.3 Puncionamento com punção clássica

Os ensaios de puncionamento conduzidos com o punção do tipo3, clássico, são discutidos ordenadamente logo abaixo.

4.2.3.1 Análise de retalhos

O retalho resultante do puncionamento com punção do tipo 3 para a menor folga (1%) é ilustrado em ampliação de 25 vezes pela Figura 62. O retalho mostra a formação de três zonas desenvolvidas especificamente devido ao pequeno tamanho de folga entre o punção e a matriz. Para puncionamento realizados com as demais folgas, 3% e 5%, os retalhos apresentaram praticamente as mesmas características observadas no retalho obtido no puncionamento com folga de 1%. Em retalhos obtidos a partir de puncionamentos com folgas pequenas é comum o desenvolvimento de zonas lisas de grande extensão, pois o mecanismo de recorte predominante durante a maior parte do processo é o cisalhamento do material. Por outro lado, com folgas de maiores dimensões o mecanismo de recorte que

predomina é a fratura a partir das regiões em contato com as arestas de corte do punção e da matriz.

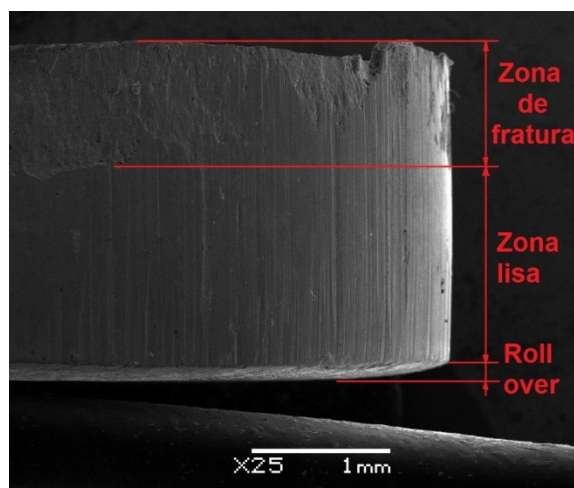


Figura 62 – Retalho obtido a partir do puncionamento do aço CPW800 com punção tipo 3 e matriz com 1% de folga.

Na Figura 62 é fácil reparar que existe certa descontinuidade na extensão da zona lisa. Esse tipo de descontinuidade foi causada pelo desalinhamento do punção ou, possivelmente, da matriz. A distribuição da zona lisa permite dizer que a descentralização fez com que a folga por lados entre punção e matriz se tornasse desigual e, por isso, afetou a extensão da zona lisa em algumas regiões dos retalhos. Obviamente, os furos obtidos a partir do puncionamento também foram influenciados, mas, tal ocorrência era esperada, haja vista que mesmo um ferramental desenvolvido com colunas centralizadoras pode apresentar desalinhamento quando folgas muito pequenas são empregadas.

4.2.3.2 Análise da altura de rebarbas

As análises gráficas realizadas nessa na subseção permitem uma melhor elucidação em caráter quantitativo dos puncionamentos que apresentaram os

melhores resultados em termos de geração de rebarbas nos ensaios de puncionamento realizados com punção tipo 3.

Na figura 63 são apresentados os resultados quantitativos em termos de rebarbas inferiores (INF) geradas em furos obtidos com o punção clássico e empregando as matrizes de folgas de 1%, 3 % e 5%. Não houve geração de rebarbas na parte superior dos furos (SUP) puncionados com o punção tipo 3 e com as matrizes de 1%, 3 % e 5%.

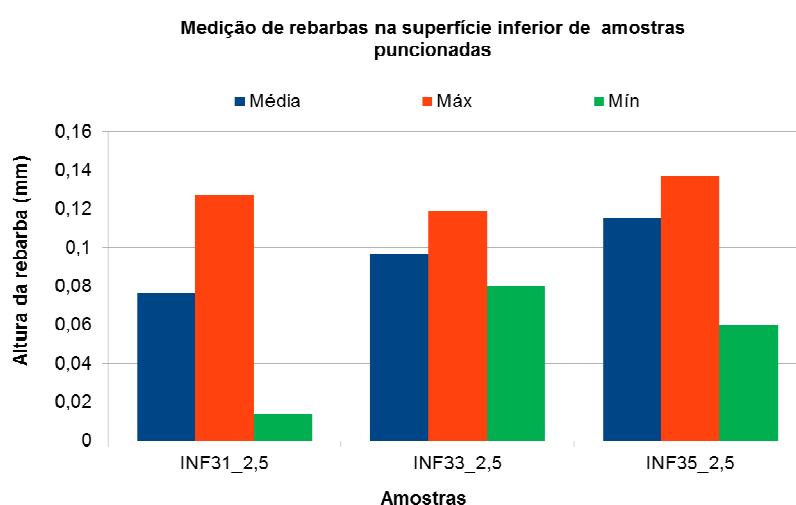


Figura 62 – Altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 3 e folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

A Figura 64 a seguir mostra os resultados quantitativos em termos de rebarbas para os três punções, tipos 1, 2 e 3. Na figura pode-se observar que as menores alturas médias de rebarbas desenvolvidas são provenientes de puncionamentos realizados com a menor folga, ou seja, com folga de 1% da espessura da chapa. Também percebe-se na figura que existe tendência a aumentar a altura das rebarbas inferiores à medida que a folga aumenta para os três tipos de punção.

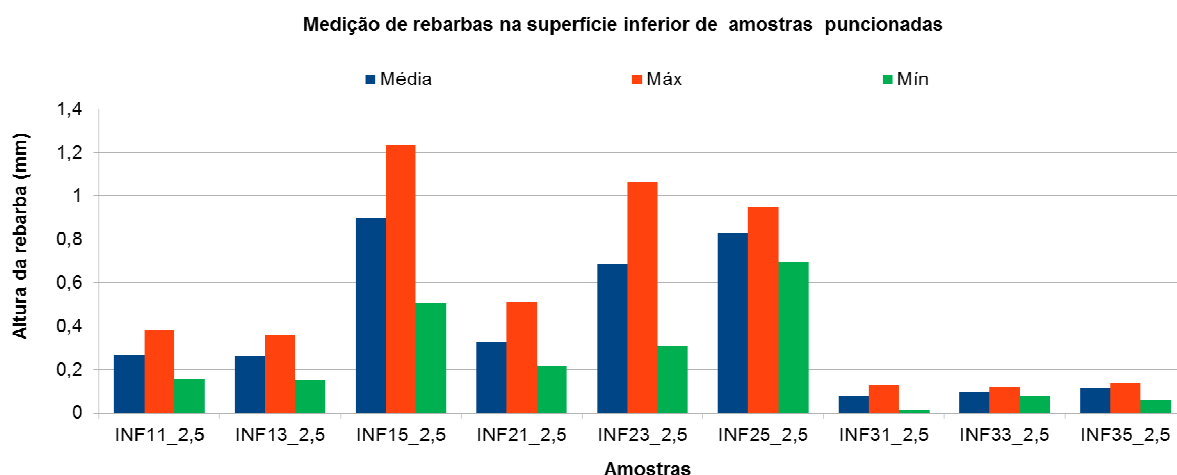


Figura 63 – Evolução da altura de rebarbas inferiores para puncionamentos realizados com punção tipo 3 empregando folgas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapa.

4.2.3.3 Análise da cilindricidade

A ANOVA da cilindricidade apresentada na Tabela 20 mostra que o fator 1 é o que influência de forma mais intensa na conicidade dos furos puncionados pelo processo de puncionamento combinado quanto para o processo de puncionamento clássico. A interação entre os fatores mostra pequena influência na conicidade dos furos, mas pode-se dizer que a mesma não possui significância pelo baixo F calculado. Nesse sentido, com o auxílio da Tabela 20, pode-se afirmar que não existe diferença significativa entre os valores médios da cilindricidade para cada furo puncionado.

Tabela 20 – ANOVA da cilindricidade de furos puncionados com punção combinado e punção clássico.

Fatores	SQ	GL	MS	F _{calculado}	F _{Tabelado}
(1) Geometria do punção	0,002	2	0,001	15,402	3,37
(2) Folga da matriz	0,000	2	0	0,039	3,37
1 * 2	0,001	4	0	3,705	2,74
Erro	0,001	18	0		
SQ Total	0,004	26			

A Tabela 21 mostra os valores médios dos erros de cilindridade medidos em planos a 0,5 mm, 1,25 mm e 2,0 mm a partir da superfície superior dos furos puncionados. Na tabela, fica evidenciado que a combinação entre tipo de função e folga de matriz que proporcionou o menor erro médio de cilindridade foi a combinação 11 (punção tipo 1 e matriz com folga de 1%). O erro de cilindridade médio medido em furos obtidos com essa combinação foi da ordem de 28 μm . Por outro lado, o maior erro de cilindridade observado nos ensaios de puncionamento foi ocasionado pela combinação 33 (punção tipo 3 e matriz com folga de 3%), cujo erro médio medido foi de 60 μm . O desvio padrão calculado considerando todas as cilindridades médias medidas foi de 11 μm .

Tabela 21 – Cilindridade de furos puncionados pelas combinações entre punções e matrizes definidas nos ensaios de puncionamento.

Combinação entre punção e matriz	Cilindridade (μm)
11	28
13	48
15	46
21	46
23	30
25	44
31	57
33	60
35	58
Cilindridade Mínima (μm)	28
Cilindridade Máxima (μm)	60
Desvio Padrão (μm)	11

4.2.3.4 Análise da circularidade

A Tabela 22 mostra os valores médios dos erros de circularidade medidos em planos a 0,5 mm, 1,25 mm e 2,0 mm a partir da superfície superior dos furos puncionados. Na tabela, constam os desvios padrões médios e testes de hipótese para verificação de diferença estatística entre as médias dos erros de circularidade dos planos. Nestes testes de hipótese é levando em consideração, além das médias dos erros de circularidade, o número de ensaios e o desvio padrão médio entre as circularidades medidas em cada plano de todas as 27 amostras puncionadas.

Tabela 22 – Circularidade de furos puncionados pelas combinações entre punções e matrizes definidas nos ensaios de puncionamento.

Combinação entre punção e matriz	Número de Réplicas	Circularidade (μm)			Teste de hipóteses (se $p \leq 0,05$, os resultados são diferentes)		
		Plano 1	Plano 2	Plano 3	Entre a média da circularidade dos planos		
					1 e 2	2 e 3	3 e 1
11	3	0,012	0,014	0,029	-	-	-
13	3	0,017	0,019	0,030	-	-	-
15	3	0,008	0,020	0,012	-	-	-
21	3	0,020	0,021	0,028	-	-	-
23	3	0,022	0,032	0,024	-	-	-
25	3	0,017	0,035	0,041	-	-	-
31	3	0,026	0,029	0,032	-	-	-
33	3	0,035	0,028	0,051	-	-	-
35	3	0,025	0,041	0,060	-	-	-
Média da circularidade por plano medido		0,019	0,025	0,032	0,0062	0,0167	0,0001
Desvio Padrão Médio (μm)		0,008	0,009	0,014	-	-	-

Os resultados dos testes de hipóteses realizados entre as médias de circularidade nos planos medidos para cada furo puncionado podem ser visualizados na penúltima linha da Tabela 22 pelo valor “p”. O valor “p” é uma estatística utilizada para sintetizar o resultado de um teste de hipóteses. Formalmente, o valor-p é definido como a probabilidade de se obter uma estatística de teste igual ou mais extrema quanto à observada em uma amostra, assumindo que a hipótese nula seja verdadeira. E outras palavras, se “p” é menor ou igual a 0,05 ($p \leq 0,05$) significa que ele está dentro da região de rejeição, e assim a hipótese da igualdade entre as médias é rejeitada, o que significa dizer que os planos de circularidade medidos produzem resultados diferentes, com probabilidade máxima de erro de 5%.

Os testes de hipóteses da Tabela 22 mostram pelos valores “p” calculados que as médias da circularidade por plano medido não são iguais entre si ($p=0,0062$ entre os planos 1 e 2; $p=0,0167$ entre os planos 2 e 3; $p=0,0001$ entre os planos 3 e 1). Os valores “p” calculados indicam que a hipótese testada é extremamente significativa e muito provavelmente verdadeira para o nível de significância de 5% definido para o teste. Assim, pode-se afirmar que as circularidades médias dos furos para cada combinação entre os tipos de punção e as folgas de matriz não são iguais.

4.2.3.5 Análise das paredes dos furos por MEV

O aço CPW800 aqui investigado apresentou aspecto superficial diferenciado nas paredes puncionadas a partir de combinações distintas entre os três tipos de punção e as três matrizes de folgas bastante pequenas. Esse aspecto bastante diferenciado das superfícies de corte ou das paredes dos furos permite analisar de forma individual a qualidade dos furos puncionados. A Figura 65 a seguir mostra a ampliação de 50 vezes da superfície de corte do aço CPW800 puncionado para cada combinação (Comb.) entre punção e matriz. Em cada micrografia estão enumeradas as zonas desenvolvidas no corte do material, as quais são: zona de rebarbas superiores (1), zona lisa (2), zona de fratura (3) e zona de rebarbas inferiores (4).

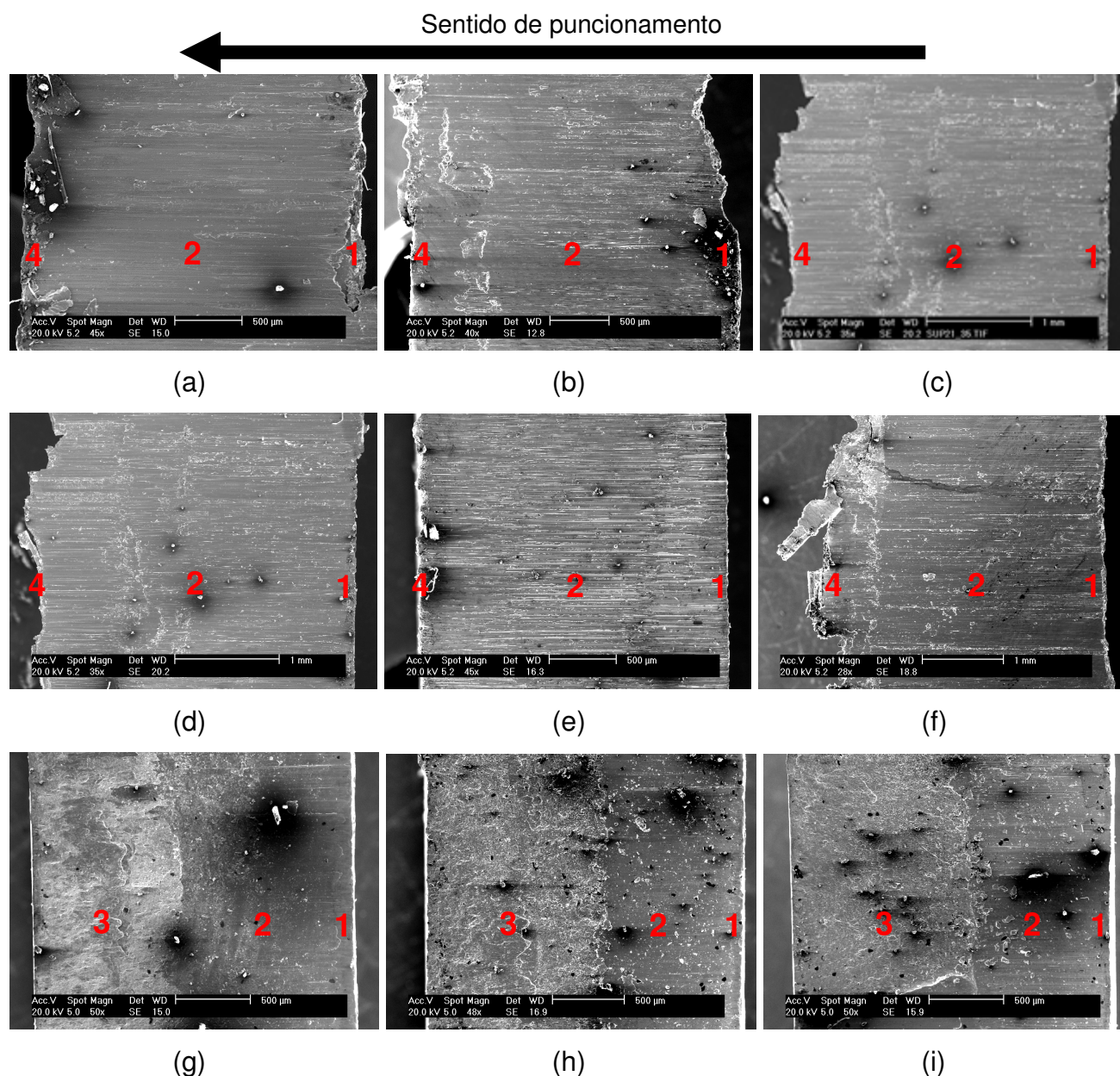


Figura 64 – Ampliação dos perfis dos furos punçoados com punção tipo 1, tipo 2 e tipo 3 – MEV 50x: Zona lisa (a) Comb. 11, (b) Comb. 13, (c) Comb. 15, (d) Comb. 21, (e) Comb. 23, (f) Comb. 25, (g) Comb. 31, (h) Comb. 33 e (i) Comb. 35.

Nem todas as zonas são características para cada superfície de corte nas micrografias da Figura 65. Tomando como exemplos as microfotografias (a), (b), (c), (d), (e) e (f), as superfícies de corte não apresentaram zona de fratura, pois os punções do tipo 1 e 2 com arestas de corte para brochamento não proporcionaram a geração de uma zona de fratura durante o corte. Tal comportamento é explicado pelo fato destes tipos de punção retirarem material de forma progressiva e, portanto,

eliminar a zona de fratura desenvolvida inicialmente na primeira etapa de corte realizada pelas suas pontas. Ao contrário dos punções do tipo 1 e tipo 2, o punção do tipo 3 (clássico), cujas micrografias da superfície de corte são ilustradas pela Figura 65 (g), (h) e (i), permite a nítida formação de zona de fratura na superfície de corte. Essa zona de fratura tende a aumentar com o aumento da folga entre punção e a matriz.

Pode ser notado nas microfotografias da Figura 65 que nenhum CP apresentou zona de *roll over* no início do recorte. Devido as folgas definidas para realização dos punçamentos terem sido bastante pequenas, o *roll over*, tipicamente caracterizado pelo escoamento plástico ao longo dos eixos de corte na direção de penetração dos punções e, nesse estágio, prevalecem as tensões hidrostáticas compressivas. À medida que vai aumentando a profundidade de penetração do punção, inicia-se o cisalhamento do material da chapa quando então as tensões trativas passam a prevalecer sobre as tensões compressivas e, desta maneira, a textura da superfície de corte resultante no processo de corte tem caráter tipicamente cisalhante, resultando em uma região lisa ou zona lisa, conforme observado nas microfotografias.

As micrografias da Figura 66 na página 147 mostram, respectivamente a cada combinação entre punção e matriz, a zona lisa desenvolvida durante o corte de cada CP submetido aos ensaios de punçamento com os punções do tipo 1 e 2 e matrizes com 1%, 3% e 5% de folga. Em todas as microfotografias da Figura 66, principalmente nas microfotografias (b), (c), (d), (e), (f) e (g), é observada a presença de adesão (fina camada de sobremetal) em várias regiões na superfície de corte.

Embora a Figura 66 (g) e a Figura 66 (i) aparentem apresentar qualidade superficial um tanto melhor que a da Figura 66 (a), é possível afirmar, observando-se as Figuras 65(g), (i) e (a) nítidas, que a qualidade de corte mais elevada foi proporcionada pela combinação definida pelo punção do tipo 1 e a matriz de folga de 1% da espessura da chapa do aço CPW800, Figura 65 (a). Apesar das qualidades superficiais mostradas na microfotografia da Figura 66 (g) e (i) aparentarem ser mais apreciáveis que a mostrada na Figura 66 (a), tal fato pode ser explicado da seguinte forma: durante a varredura realizada pelo equipamento de MEV acabou-se escolhendo erradamente uma região onde ocorreu uma pequena parcela de adesão de metal durante o punçamento com punção do tipo 1 e a matriz de folga de 1%, Figura 66 (a). Outro detalhe que reforça a afirmação anterior é que a zona lisa mostrada na Figura 65 (a) é mais regular e cobre toda a extensão do corte, enquanto que na Figura 65 (g) a zona lisa tem extensão máxima de 50% da espessura da chapa. Na Figura 65 (i) a zona lisa tem extensão máxima de 40% da espessura do material punçado.

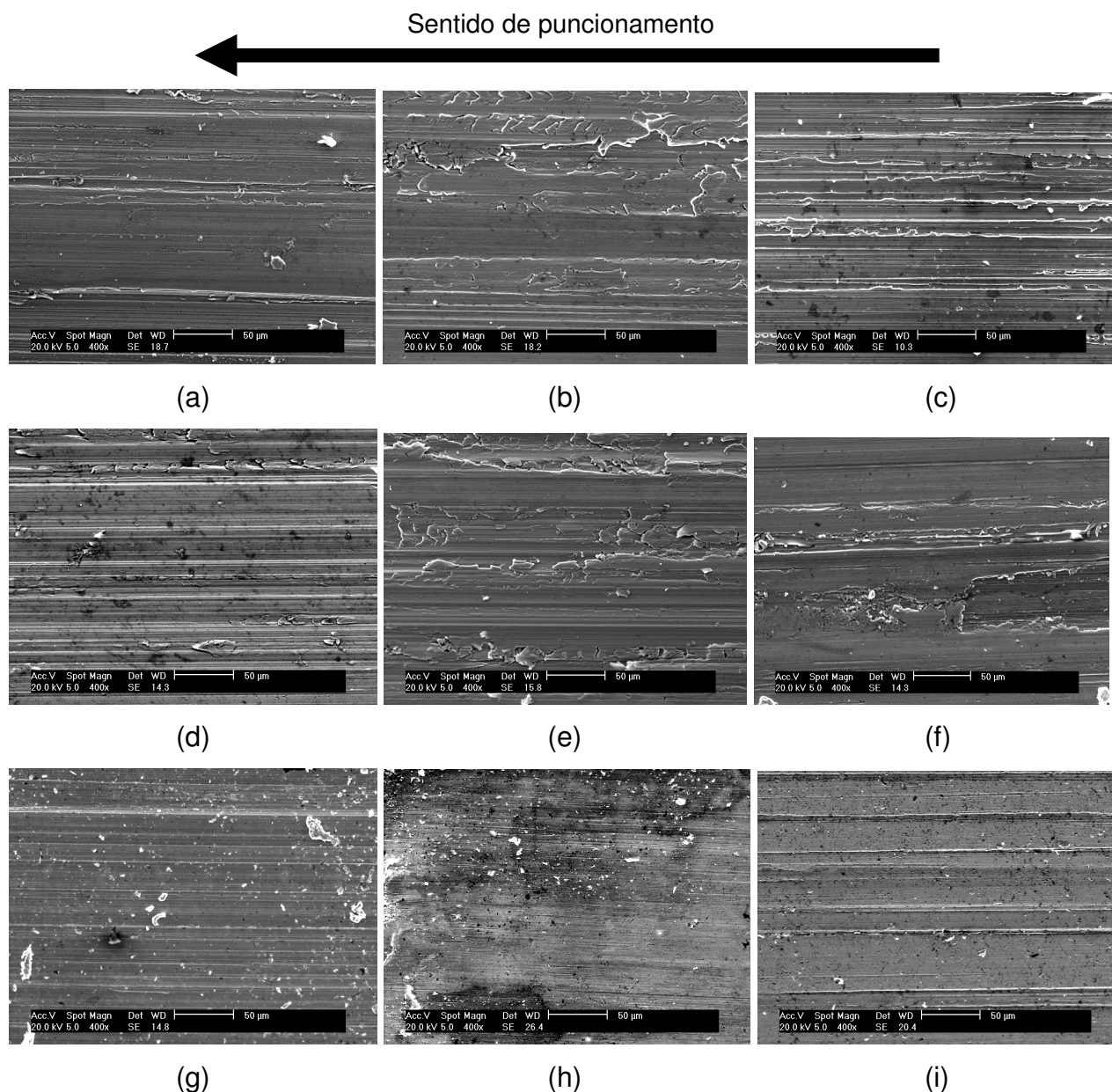


Figura 65 – Ampliação da zona lisa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 1, tipo 2 e tipo 3 – MEV 400x: (a) Comb. 11, (b) Comb. 13, (c) Comb. 15, (d) Comb. 21, (e) Comb. 23, (f) Comb. 25, (g) Comb. 31, (h) Comb. 33 e (i) Comb. 35.

Com o intuito de explicar formação de zonas de fratura em CP's puncionados com o punção do tipo 3 empregando todas as folgas entre punção e matriz definidas para realização do presente estudo, torna-se necessário fazer a seguinte explanação: No início do puncionamento, o estado de tensões é triaxial e a tensão cisalhante máxima (T_{max}) alcança a tensão de fratura, conforme esquematizado pela Figura 67. As trincas são propagadas na direção de máxima tensão cisalhante. A região que

caracteriza o início da fratura é facilmente perceptível nas microfotografias da Figura 65 (g), (h) e (i) na página 145.

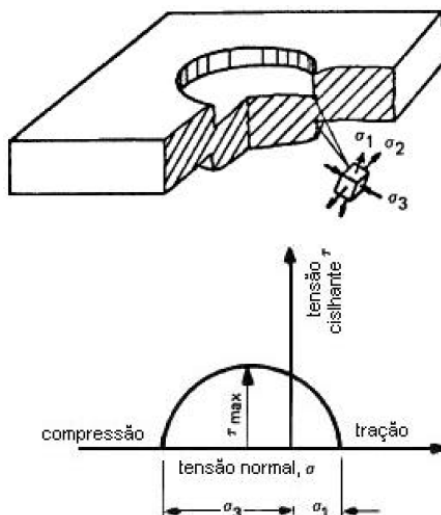


Figura 66 – Estado de tensões no início da fratura (adaptado de BAUDOUIN et al., 2002).

A zona de fratura (3) mostrada nas microfotografias da Figura 65 (g), (h) e (i), é de origem caracteristicamente dúctil, pois a textura superficial mostrada nas micrografias da Figura 68 é caracterizada pela formação de alvéolos ou *dimples* conforme mostrado em maior ampliação na Figura 69 na página seguinte.

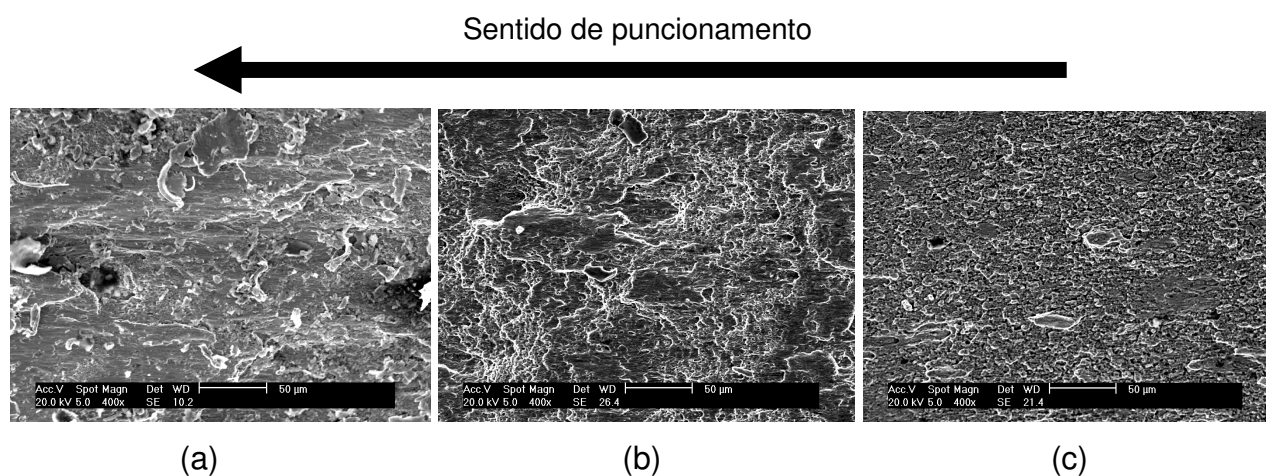


Figura 67 – Ampliação da zona rugosa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 3 – MEV 400x: (a) Comb. 31, (b) Comb. 33, (c) Comb. 35.

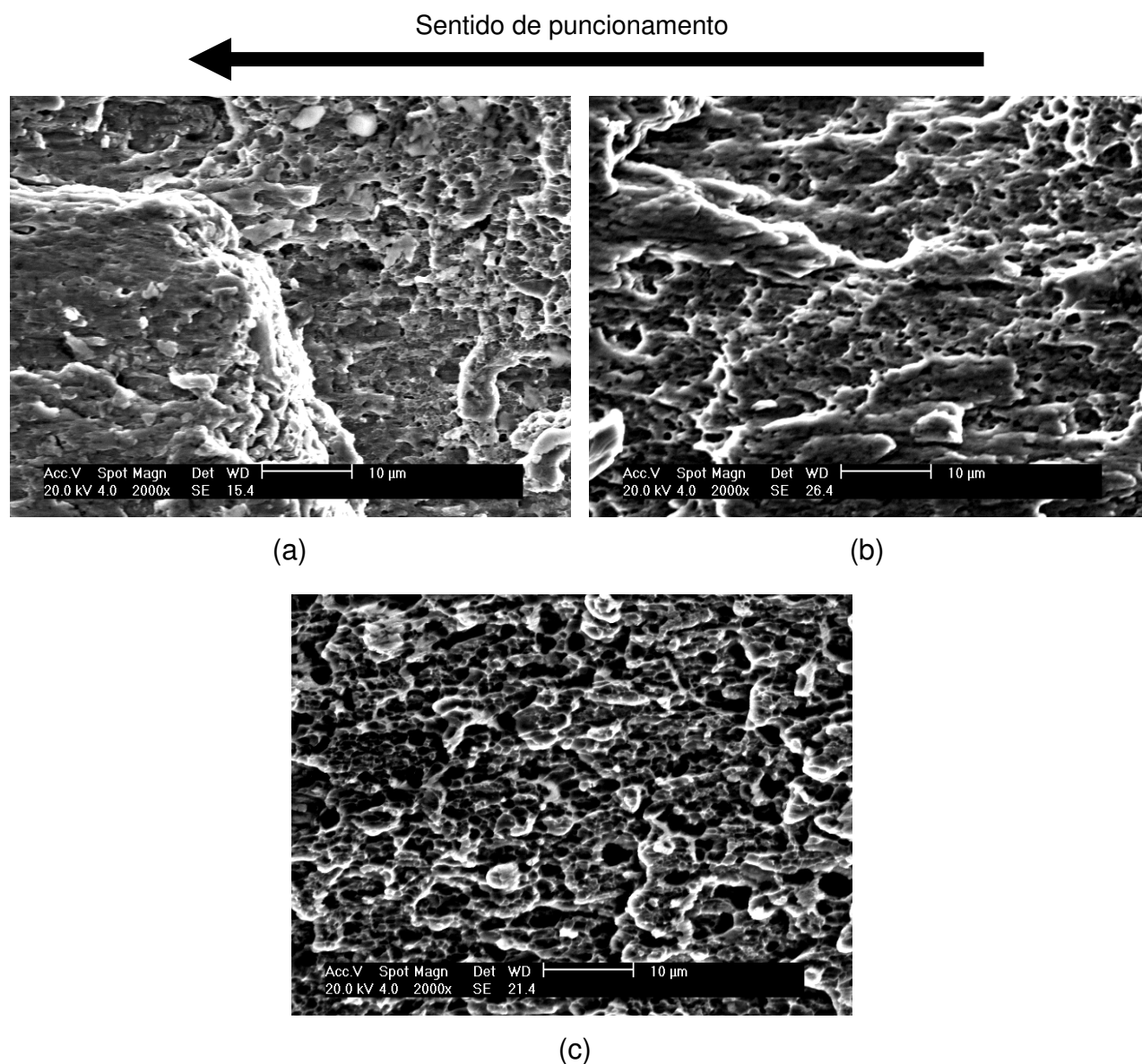


Figura 68 – Ampliação da zona rugosa dos perfis dos furos puncionados com punção tipo 3 – MEV 2000x: (a) Comb. 31, (b) Comb. 33, (c) Comb. 35.

A presença de alvéolos na zona rugosa dos furos puncionados com o punção tipo 3 é típica do comportamento dúctil do aço CPW800 durante a fratura.

Considerando as afirmações expostas nos parágrafos anteriores a esta na subseção 4.2.2.5, categoricamente definiu-se que a melhor combinação entre punção e matriz para realização de puncionamento com brochamento do aço CPW800 é composta pelo punção tipo 1 e a matriz com 1% de folga. Levando-se em conta os dados da Tabela 21 (cilindricidade de 28 µm para furos obtidos com a combinação 11) e a definição da melhor combinação entre punção e matriz,

escolheu-se o punção tipo 1 e a matriz com 1% de folga para realização de furos em CP's que, na sequência, foram submetidos ensaios de expansão de furos. Os ensaios de expansão serão abordados mais à frente, na subseção 4.4.

4.3 Curvas limite de conformação

Os ensaios de estampagem Nakazima, nesta etapa realizados com os CP's diferentes dos convencionais em com 1,6 mm de espessura, tiveram dois focos importantes no estudo: o primeiro, visou finalizar a caracterização do aço CPW800, material de estudo nesta pesquisa; o segundo, teve como finalidade gerar uma base comparativa para testes subsequentes realizados neste trabalho, os quais envolveram ensaios de Nakazima com diferentes cargas no prensa-chapas (na subseção 4.4).

A partir da configuração de ensaio proposta na seção de procedimento experimental deste trabalho, foi obtida a CLC do aço CPW 800 sem emprego de lubrificação, simulando uma condição mais crítica de ensaio. A figura 70 mostra a CLC do aço CPW800 definida através do ensaio Nakazima.

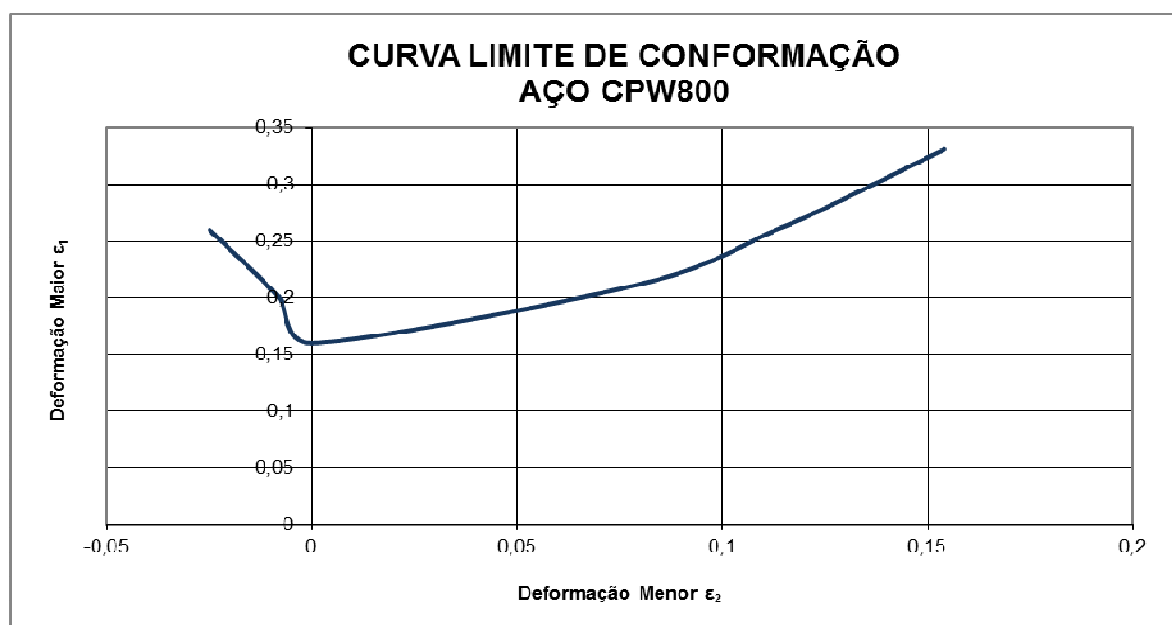


Figura 69 – Curva Limite de Conformação do aço CPW800 obtida através de ensaio de Nakazima com carga no prensa-chapas de 1002 kN.

Apesar da rigidez da fixação dos CP's proporcionada pela carga de 1002 kN aplicada no prensa-chapas, durante os ensaios observou-se um escorregamento mínimo dos CP's para o interior da matriz, o qual foi, em média, de 0,45 mm para CP's circulares de raio de 65 mm. Mesmo com a ocorrência de escorregamento, a CLC obtida no ensaio de Nakazima foi validada, pois foi a melhor condição de travamento de prensa-chapas possível para avaliar a conformabilidade do aço CPW800 em ensaios sem a utilização de *draw bead* no ferramental.

4.4 Efeito da carga no prensa-chapas na conformabilidade do aço CPW800

Com o objetivo de se verificar o efeito da carga no prensa-chapas na conformabilidade de aço CPW800, foram realizados ensaios de Nakazima adicionais. Estes ensaios, porém, foram conduzidos empregando somente CP's circulares com raio de 65 mm, os quais foram submetidos a cargas no prensa-chapas CPC₁ de 401 kN e CPC₂ de 300,6 kN.

Desta forma, para cada CP ensaiado, foram medidos os pontos de deformações máximas atingidos pelo aço até a sua ruptura. A partir destes valores foram obtidos o DLC e a CLC para cada valor de carga no prensa-chapas. As CLC's obtidas a partir das estampagens com variação da carga no prensa-chapas foram comparadas com a CLC obtida inicialmente pelo método de Nakazima com travamento do prensa-chapas sob carga de 1002 kN.

A Figura 71 na página seguinte mostra o DLC obtido para a carga no prensa-chapas CPC₁, enquanto que a Figura 72 mostra o deslocamento sofrido pela CLC, considerando os pontos de máximas deformações atingidos pelos CP's ensaiados com a carga no prensa-chapas CPC₁.

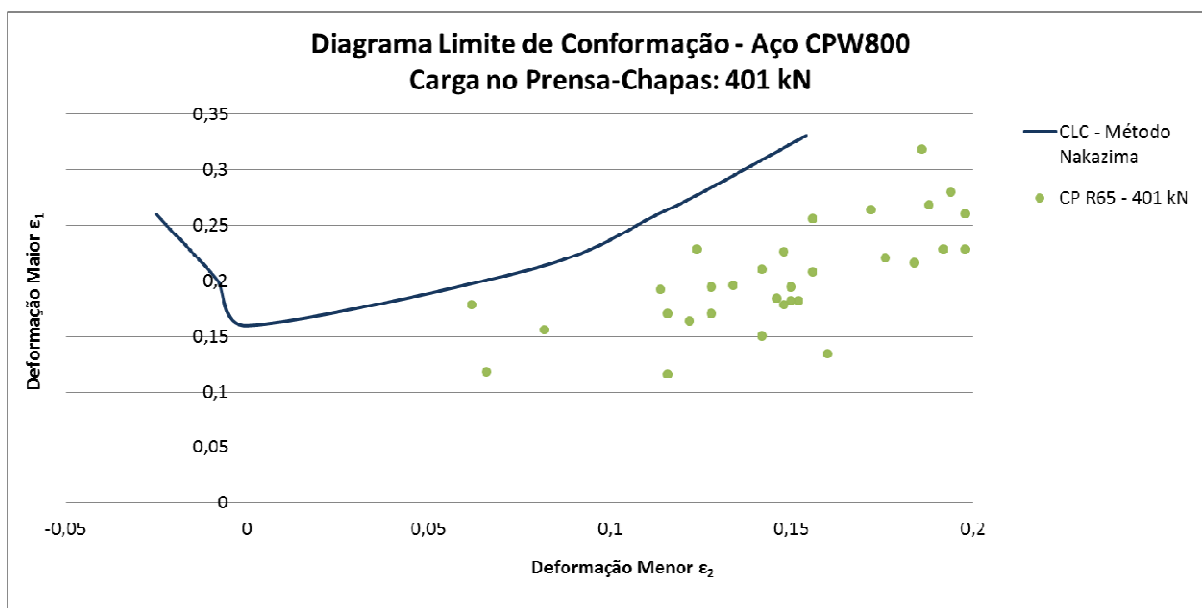


Figura 70 – Diagrama Limite de Conformação para CP's de raio de 65 mm estampados com carga no prensa-chapas CPC_1 .

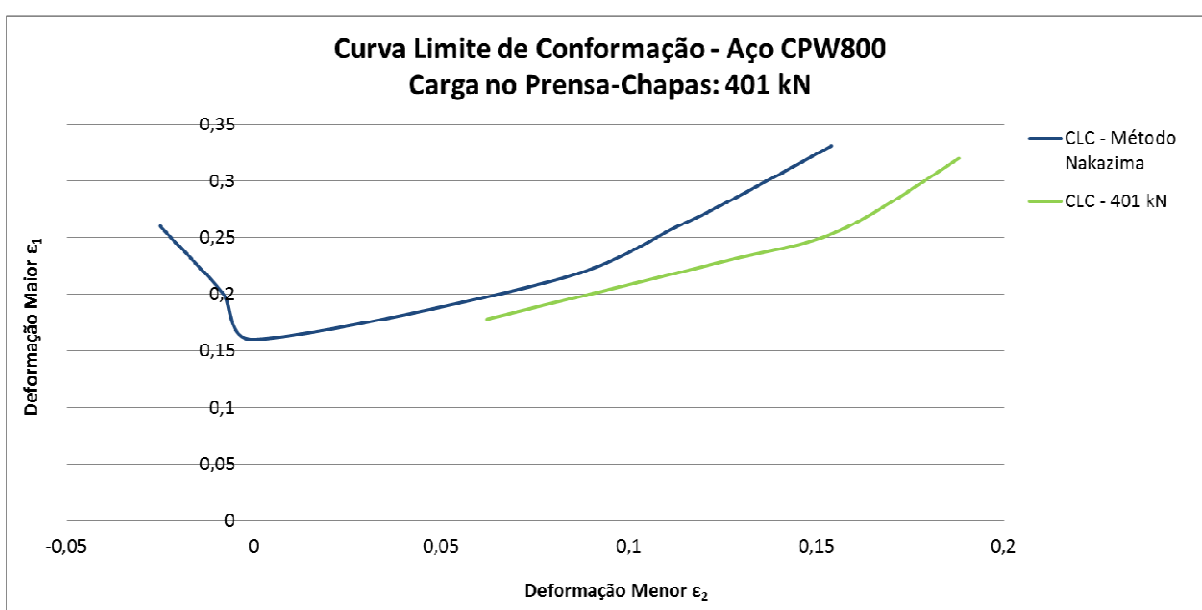


Figura 71 – Variação provocada na Curva Limite de Conformação para a carga no prensa-chapas CPC_1 .

Nota-se que para a carga CPC_1 a CLC deslocou-se para baixo na região de estiramento, nos pontos de máxima deformação referentes aos CP's circulares de raio de 65 mm. Esse comportamento da CLC observado mediante a carga no

prensa-chapas CPC_1 caracteriza uma queda na conformabilidade do material na região de estiramento. Em outras palavras, pode-se dizer que o aço CPW800 atingiu um menor nível de deformação até a sua ruptura no ensaio de Nakazima com a carga CPC_1 . Nesta condição de carregamento do prensa-chapas, observou-se um escorregamento de 1,83 mm do material na região do flange (região de atuação do prensa-chapas) durante a estampagem. Pode-se dizer, então, que a diminuição na restrição imposta pelo prensa-chapas à deformação do material permitiu uma certa redução na conformabilidade do aço avaliado.

Com base nos resultados dos ensaios de Nakazima com a carga CPC_1 , foram repetidos os ensaios de Nakazima com CP's de mesma geometria e dimensão, porém com a carga no prensa-chapas CPC_2 . Para a carga CPC_2 de 300,6 kN, como já esperado, também observou-se redução no limite de conformabilidade do aço CPW800. A Figura 73 mostra o DLC obtido para a carga no prensa-chapas CPC_2 e a Figura 74 na próxima página mostra a CLC para a mesma condição.

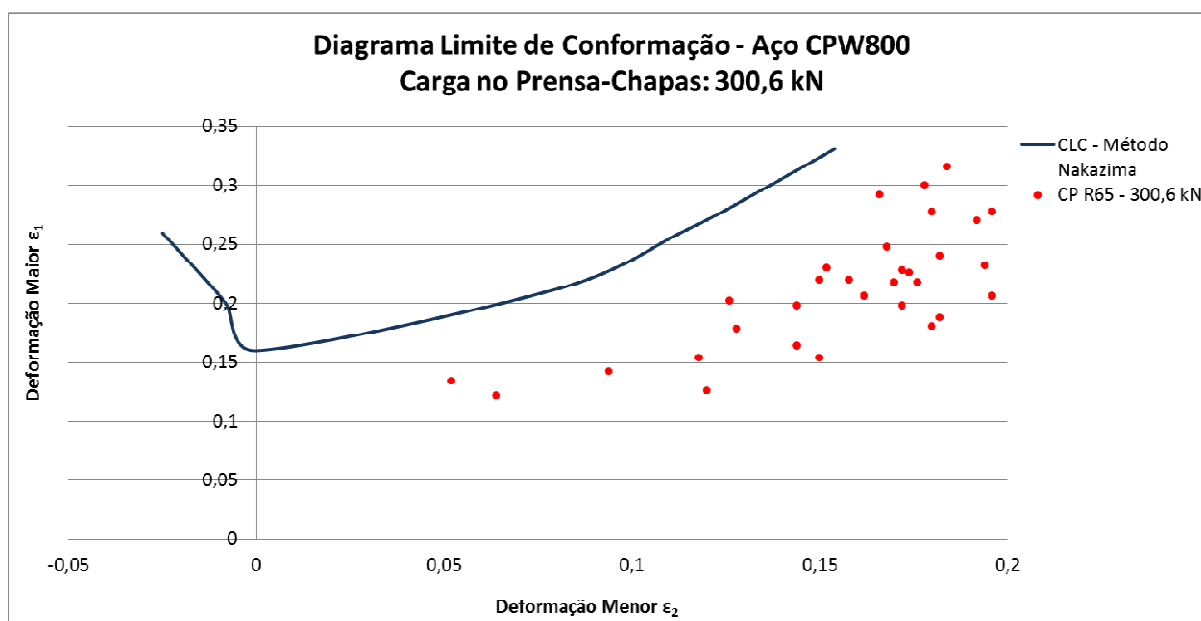


Figura 72 – Diagrama Limite de Conformação do aço CPW800 para CP's de raio de 65 mm estampados com a carga no prensa-chapas CPC_2 .

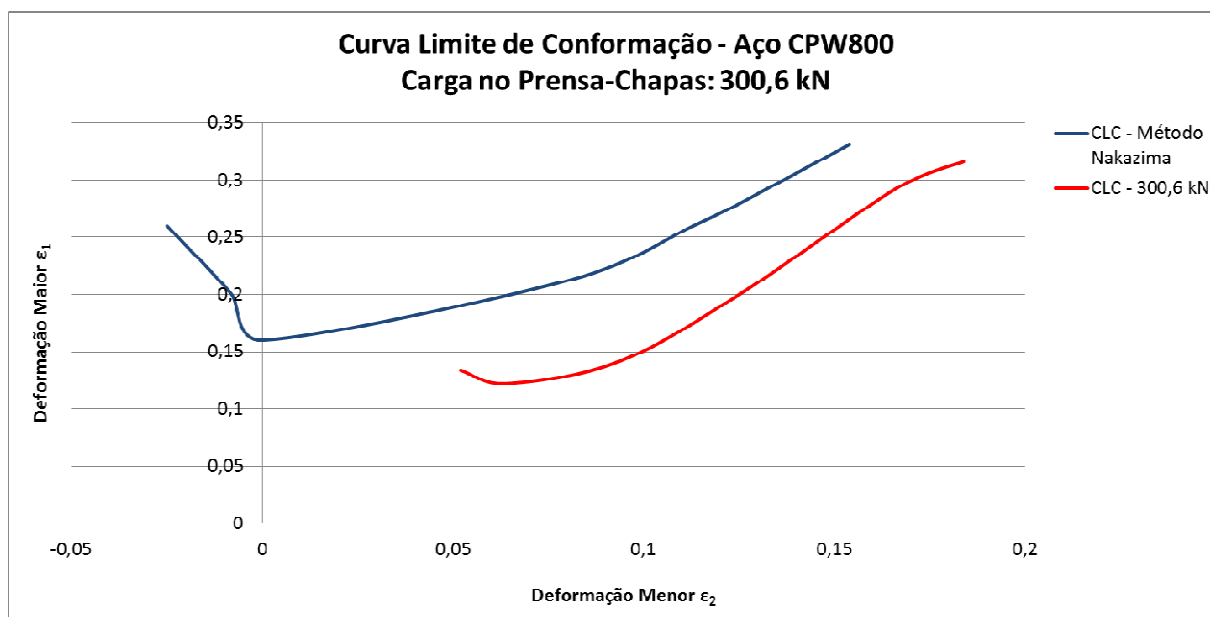


Figura 73 – Variação provocada na Curva Limite de Conformação para a carga no prensa-chapas CPC₂.

Nota-se na Figura 74 que a CLC nesta condição de restrição de escorregamento de material ficou ainda mais abaixo da CLC obtida inicialmente pelo método Nakazima com carga no prensa-chapas de 1002 kN. Essa redução de carga no prensa-chapas conferiu aos CP's ensaiados uma maior liberdade de escorregamento durante a estampagem, o qual foi de 2,18 mm do material na região do flange.

Embora inicialmente a CLC do aço CPW800 obtida com carga no prensa-chapas CPC₂ mostre uma condição de menor conformabilidade obtida com o material, algumas considerações ainda podem ser feitas. Observando-se as CLC's a partir da intersecção destacada pela elipse negra na Figura 75 a seguir, é fácil notar um comportamento parecido nas curvas obtidas com ensaios realizados tanto para a carga no prensa-chapas CPC₁ de 401 kN como para a carga CPC₂ de 300,6 kN. A partir da região 1 indicada, pode-se afirmar que o comportamento da CLC obtida com a carga CPC₂ é devido a uma condição de escorregamento e, logo após essa região, ocorre sensível travamento da chapa sobre o ombro da matriz, caracterizando a curva com deformações mais intensas. Tal comportamento pode ser explicado da seguinte maneira: durante o deslocamento contínuo realizado pelo punção, o raio de dobramento da chapa do CP sobre o ombro da matriz se reduziu drasticamente, permitindo uma condição que tende a restringir o escorregamento da

chapa ao ponto do material ganhar certa conformabilidade, se comparado com a parcela inicial da CLC até a região 1 indicada na figura. Ou seja, a restrição possibilitou que o estiramento do material ocorresse de forma mais intensa que o estiramento inicial, a partir da região 1 para a CLC obtida com a carga no prensa-chapas CPC_2 .

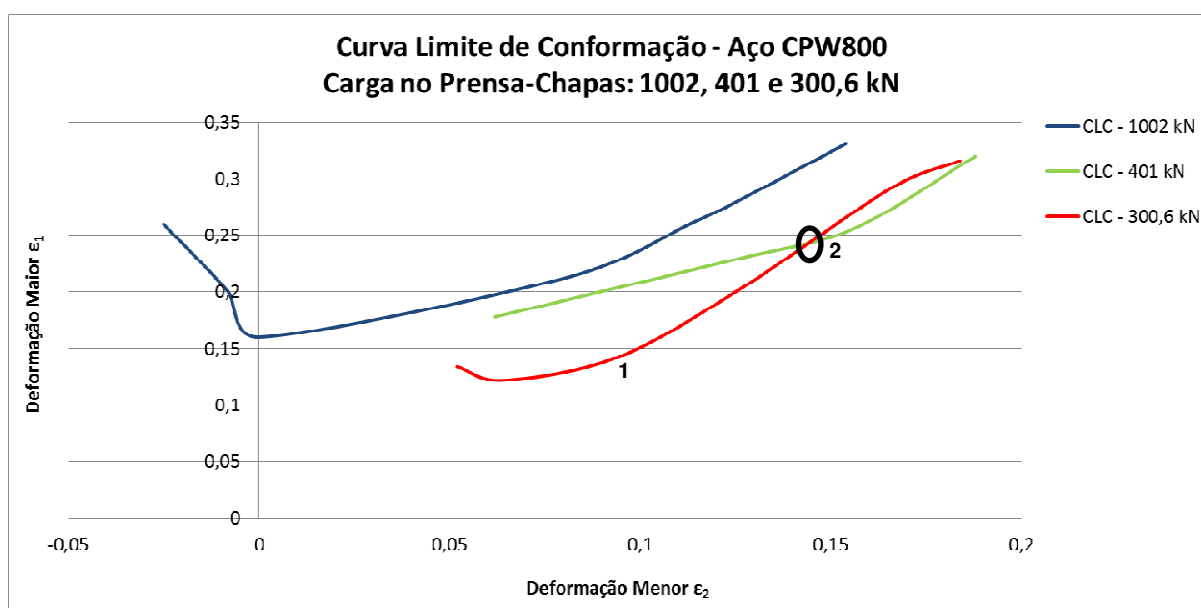


Figura 74 – Curva Limite de Conformação para as cargas no prensa-chapas de 1002, 401 e 300,6 kN.

Quanto à CLC obtida com a carga no prensa-chapas CPC_1 , ocorreu o travamento da chapa desde o início do ensaio, mas, a partir da região 2 indicada na curva, o comportamento da curva na região 2 indicada permite entender que o material escorregou no flange, diminuindo a conformabilidade do mesmo. Uma explicação plausível para tal comportamento pode ser dada se forem consideradas as deformações sofridas pelas pelo prensa-chapas e pela matriz durante a realização dos ensaios de Nakazima. Regiões deformadas das faces do prensa-chapas e da matriz que não ficam em contato direto com as superfícies da chapa ensaiada acabam contribuindo para a diminuição da força aplicada na chapa pela menor área de contato efetiva. Nesse caso, o resultado é uma condição de menor restrição do escorregamento da chapa no flange.

Embora seja bastante nítida a diferença entre as parcelas iniciais das CLC's obtidas para as cargas CPC_1 e CPC_2 , fica claro que a diminuição do raio de dobramento no ombro da matriz foi intensa para a carga CPC_2 imposta nos ensaios de Nakazima. Isso colaborou para que o escorregamento nos CP's ensaiados com essa carga fosse pouco maior (2,18 mm) que o escorregamento (1,83 mm) observado em ensaios conduzidos com a carga CPC_1 .

Propositando realizar uma análise mais detalhada quanto ao efeito da carga do prensa-chapas na conformabilidade do aço CPW800 estampado nos ensaios de Nakazima, foram plotados gráficos da taxa de deformação no flange em função da carga no prensa-chapas aplicada em cada ensaio. O levantamento destes gráficos, assim como a determinação do tempo total de estampagem só foi possível graças à instalação de um CLP - Controlador Lógico Programável na prensa hidráulica, a partir do qual foi feita a aquisição dos dados necessários para a plotagem.

A Tabela 23 mostra os valores do tempo total de estampagem (t_e) das amostras (t_e) nas cargas de 1002, 401 e 300,6 kN no prensa-chapas. A tabela mostra ainda o valor correspondente ao deslocamento do material (Δdf) e a velocidade de escoamento (V_2) da chapa na região da flange dos CP's em cada condição de carga/carga no prensa-chapas (CPC).

Tabela 22 – Tempo de estampagem, deslocamento da chapa e velocidade de escoamento da chapa no flange para diferentes cargas no prensa-chapas.

CPC (kN)	t_e (s)	Δdf (mm)	V_2 (mm/s)
1002	5,35	0,45	0,084
401	6,2	1,83	0,295
300,6	6,5	2,18	0,335

O deslocamento do material no flange da amostra (Δdf) foi obtido pela medição direta do corpo de prova nesta região, valor este que corresponde a redução sofrida pela amostra na região de ação do prensa-chapas, na direção de uma linha radial de escoamento do material.

A velocidade de escoamento da chapa no flange (V_2) que, segundo Kim *et al.* (2011) pode ser interpretada como a taxa de deformação nesta região, foi determinada pela divisão do deslocamento (Δdf) pelo tempo de estampagem (t_e). A divisão do deslocamento do punção (profundidade de estampagem) de cada amostra ensaiada pelo tempo total de estampagem permite ainda a determinação da velocidade de embutimento (V_1), correspondente a 3,99 mm/s nestes ensaios.

Com estes dados tornou-se possível a obtenção da curva que mostra a variação da velocidade de escoamento no flange (V_2) em função da CPC, como mostra a Figura 76.

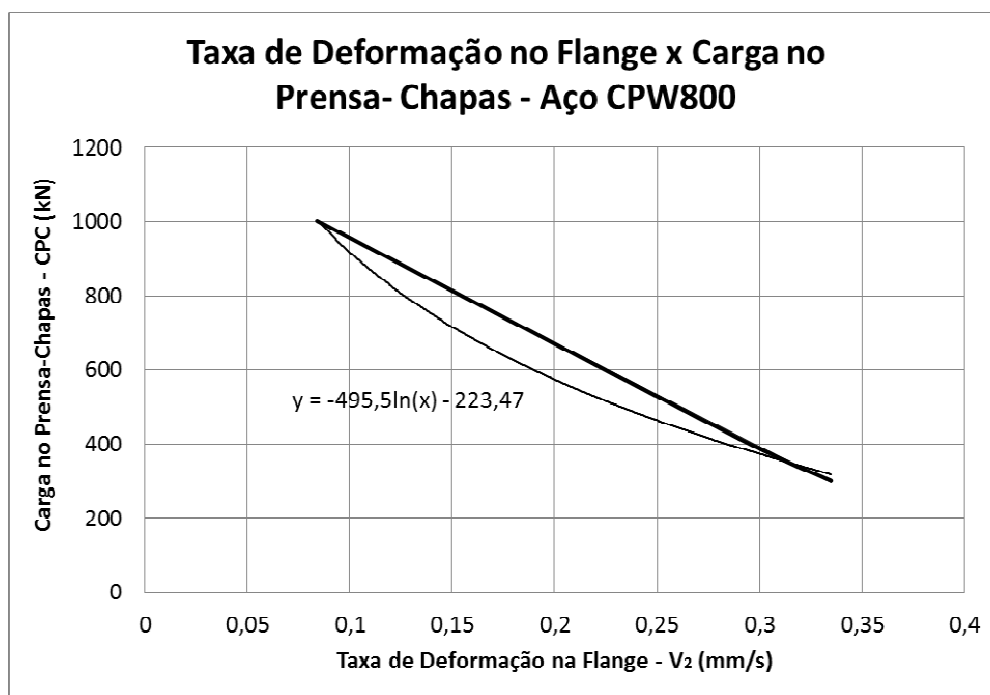


Figura 75 – Variação da taxa de deformação no flange em função da carga no prensa-chapas.

Através da linha de tendência na Figura 76 foi determinada a equação da carga no prensa-chapas (CPC) onde:

$$CPC = -495,50.\ln(V_2) - 223,47 \quad (08)$$

A partir da Equação 08 dois outros valores de carga no prensa-chapas foram calculados. Para uma condição de restrição total da amostra no flange, a taxa de deformação V_2 foi considerada igual ou muito próxima de zero e, para tal condição, a carga no prensa-chapas calculada com a Equação 08 foi de 3199,32 kN. A segunda condição de carga no prensa-chapas foi calculada considerando-se o valor da taxa de deformação máxima do material através da Equação 09 proposta por WAGONER *et al.* (2011).

$$\dot{\epsilon}_{\max} = \frac{V_1 (mm / s)}{3t(mm)} \cdot \ln(1 + t / rd) \quad (09)$$

Para a velocidade $V_1 = 3,99$ mm/s, espessura da chapa (t) de 1,6 mm e raio do ombro da matriz (rd) de 10 mm, encontra-se uma taxa máxima de deformação de $0,123 \text{ s}^{-1}$ que, pela equação da curva de tendência apresentada na Figura 76, equivale a um valor de carga no prensa-chapas de 814,90 kN.

Desta forma, acrescentados os valores das taxas de deformação (V_2) para as CPC's de 814,90 kN e 3199,32 kN, é obtido o gráfico da variação da taxa de deformação no flange (V_2) em função da carga no prensa-chapas (CPC) mostrado na Figura 77 na próxima página.

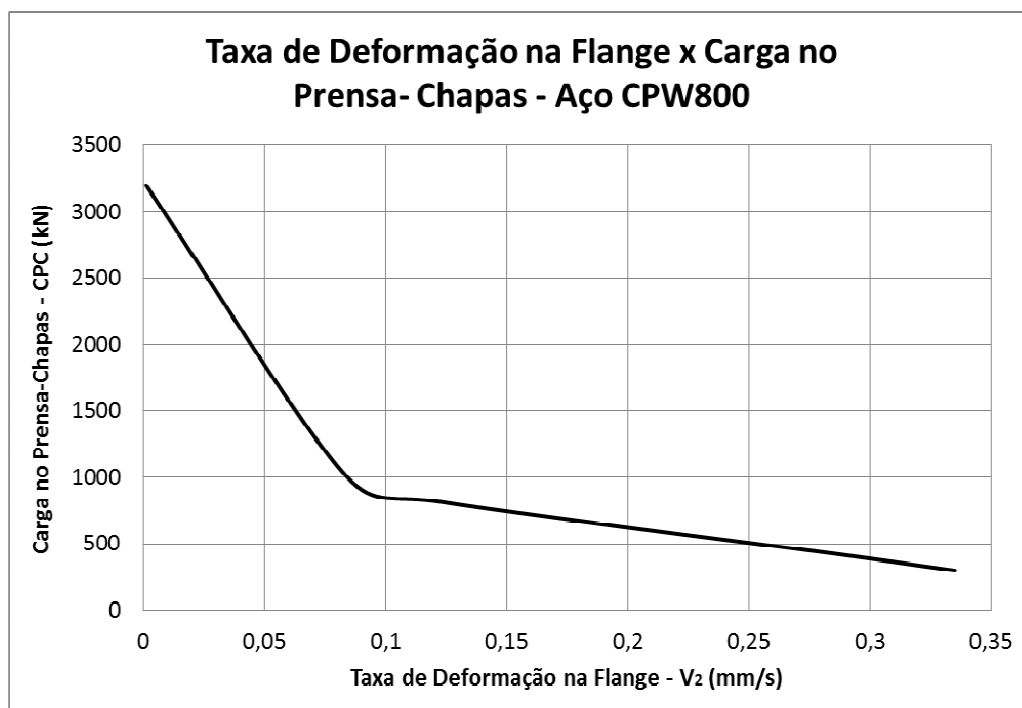


Figura 76 – Variação da taxa de deformação no flange em função da carga no prensa-chapas, com as cargas de 3199,32 kN e 814,90 kN.

A curva ilustrada pela Figura 77 mostra que a CPC de 814,90 kN encontra-se em uma região crítica, acima da qual se tem uma pequena variação na taxa de deformação da chapa na região do flange para um grande aumento da carga no prensa-chapas. Por outro lado, abaixo do ponto correspondente a CPC de 814,90 kN tem-se um grande aumento na taxa de deformação no flange para pequenas reduções na CPC até 300,6 kN.

A CPC de 3199,32 kN corresponde a carga calculada onde ocorreria o travamento total da chapa pelo prensa-chapas. Essa é a máxima CPC a ser aplicada em ensaios de Nakazima com aço CPW800 empregando o ferramental utilizado neste trabalho. Embora seja necessária uma CPC relativamente elevada para obter o travamento total ou quase total do flange dos CP's submetidos a ensaios de Nakazima, o presente trabalho mostra que acima da região crítica da CPC é possível realizar ensaios com menores taxas de deformação no flange, ou seja, com menores escorregamentos, permitindo avaliar de forma confiável a conformabilidade do aço CPW800.

4.5 Expansão de furos e conformabilidade de chapas puncionadas

Embora o planejamento experimental dos ensaios de expansão de furos tenha enfatizado que todos os ensaios de expansão seriam realizados a partir de um mesmo curso do punção para cada geometria de CP, é necessário admitir que, na prática, não foi possível assegurar isso. Os ensaios foram realizados criteriosamente, mas, como o controle manual da prensa hidráulica não permite repetitividade de curso do punção, os resultados observados não foram os previamente esperados. Embora essa definição de um curso de deslocamento tanto para o punção hemisférico quanto para o punção reto tenham sido definidos de forma aceitável nos pré-testes executados, todos os CP's ensaiados com o punção hemisférico fraturaram radialmente ao furo expandido. Na Figura 78 (c) e 78 (d), pode ser facilmente visualizado que somente os CP's submetidos a ensaios com punção reto não fraturaram.

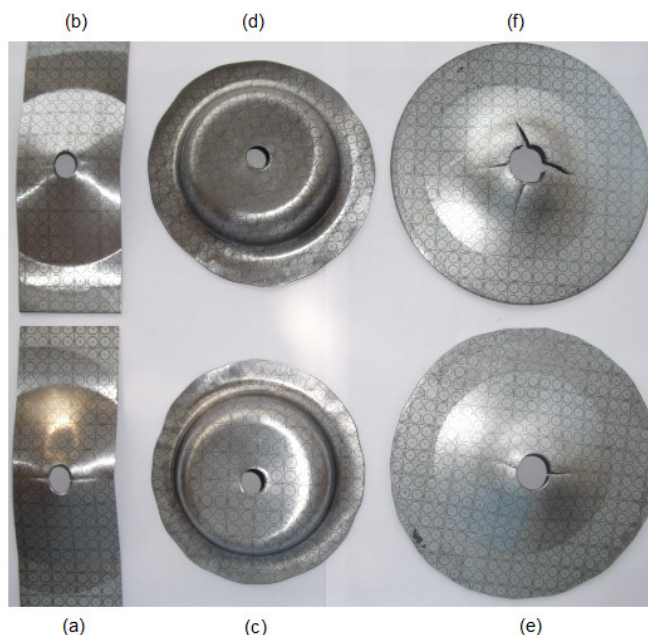


Figura 77 – CP's após o ensaio de expansão de furos: (a) CP de 50 x 137 mm sem rebarbas, (b) CP de 50 x 137 mm com rebarba, (c) CP de R 60 mm sem rebarbas, (d) CP de R 60 mm com rebarbas, (e) CP de R 65 mm sem rebarbas e (f) CP de R 65 mm com rebarbas.

Apesar do inconveniente das fraturas radiais, as quais são comuns em expansões realizadas acima do limite de estiramento do furo, uma análise qualitativa

quanto à razão de expansão do furo (REF) levando em conta a presença e a ausência de rebarbas nos CP's pode ser efetivada no presente estudo. Essa análise bastante simples, porém, bastante válida, constituiu-se em calcular o diâmetro máximo expandido desconsiderando ocorrência de fraturas radiais nos furos e, calcular a REF. Em outras palavras, deve-se subtrair as dimensões de abertura das trincas nucleadas em cada furo expandido a partir do comprimento calculado da circunferência média do furo e, com esse dado e o diâmetro inicial do furo, calcula-se a REF. Os valores da correção dimensional dos diâmetros dos furos para cada CP cujos furos foram expandidos pelo punção hemisférico e pelo punção reto são apresentados na Tabela 24.

Tabela 23 – Correção de diâmetro de furos expandidos e razão de expansão de furos (REF).

Acabamento do furo	Corpo de prova	Ø _e medido	Ø _e corrigido	REF (%)	Média dos Ø _e corrigidos	Desvio Padrão	Valor p
Sem rebarbas	CP1	15,684	15,111	51,108	15,111	0,257	0,231
	CP2	17,438	15,623	56,231			
	CP3	17,139	15,324	53,243			
Com rebarbas	CP4	17,724	14,798	47,984	14,798	0,418	
	CP5	16,874	14,470	44,704			
	CP6	15,930	13,969	39,692			
Sem rebarbas	CP7	12,218	11,479	9,283	10,928	0,142	0,098
	CP8	11,193	11,178	6,641			
	CP9	12,175	11,180	8,858			
Com rebarbas	CP10	10,928	11,180	11,795	11,180	0,142	
	CP11	10,664	11,050	10,502			
	CP12	10,886	10,938	9,381			
Sem rebarbas	CP13	10,694	-	6,938	10,694	0,133	0,052
	CP14	10,506	-	5,063			
Com rebarbas	CP15	10,413	-	4,125	10,413	0,044	
	CP16	10,350	-	3,500			

Os ensaios dos CP's 1 à 6 com geometria circular de raio de 65 mm e dos CP's 7 à 12 de dimensões de 50 x 137 mm foram realizados com punção hemisférico empregando carga de estampagem e carga no prensa-chapas de 1002 kN. Quanto aos ensaios dos CP's 13 à 16, de geometria circular de raio de 60 mm, foram realizados com punção reto empregando carga de estampagem de 370 kN e carga no prensa-chapas de 300,6 kN.

A Tabela 24 ainda informa a REF percentual para diâmetros corrigidos (\emptyset_e) de furos expandidos em ensaios realizados com CP's sem rebarbas e com rebarbas, mas, a informação mais importante apresentada por essa tabela é representada pelo campo "Valor p". Da mesma forma como na análise da circularidade, aqui foi aplicado o teste de hipóteses para verificação da diferença estatística entre as médias dos diâmetros médios corrigidos dos furos expandidos.

De posse dos valores "p" calculados pelos testes de hipóteses, as seguintes discussões podem ser realizadas acerca dos resultados dos ensaios de expansão de furos, considerando a significância de 0,05 definida para as análises: o valor "p" de 0,231, referente à diferença entre as médias dos \emptyset_e corrigidos para os CP's 1, 2 e 3 e CP's 4, 5 e 6 indica que existe diferença na intensidade de expansão dos diâmetros dos furos. Da mesma forma como nos CP's anteriores, para as médias dos \emptyset_e corrigidos para os CP's 7, 8 e 9 e CP's 10, 11 e 12 também fica claro que existe diferença entre as médias pelo valor "p" de 0,098. Embora a diferença entre os diâmetros tenha se mostrado bastante evidente até mesmo pelas REF calculadas para cada um dos CP's citados até o presente momento, a aplicação de uma ferramenta estatística é de extrema importância na análise dos resultados observados nos ensaios de expansão de furos. Tal observação é pertinente pelo seguinte motivo: embora a média dos \emptyset_e corrigidos para os CP's 13 e 14 com rebarbas e para os CP's 15 e 16 sem rebarbas sejam numericamente distintas, o teste de hipóteses aplicado permite concluir com base no valor "p" calculado de 0,052 que, para o nível de significância de 0,05, as médias de diâmetros expandidos corrigidos \emptyset_e são iguais. A diferença de ordem milesimal entre o valor "p" definido para os ensaios e o valor "p" obtido via cálculo para os CP's 13, 14, 15 e 16 é aqui considerada desprezível.

Quanto à nucleação de trincas nas bordas dos furos expandidos, somente os CP's ensaiados com carga no prensa-chapas de 1002 kN apresentaram trincas.

Segundo as literaturas consultadas (ESTACHOWICZ, 2008, MACKENSEN *et al.*, 2009, WIEDENMANN *et al.*, 2009 e ALTAN, 2011), o limite de expansão de um furo depende das propriedades mecânicas do material, da qualidade inicial das paredes do furo, da geometria do punção utilizado para expansão e das condições de fricção que se desenvolvem durante o processo. No caso dos CP's 1, 2, 3, 7, 8 e 9 ensaiados sem rebarbas nas bordas dos furos, a nucleação de trincas radiais ao furos é atribuída a um mecanismo dominante de estiramento nas paredes dos furos expandidos. A ocorrência desse estiramento é proveniente do desenvolvimento de tensões trativas circunferenciais ao furo durante o processo de expansão. Quando o limite de estiramento é alcançado, todo material da borda do furo afina e, com a extrapolação desse limite, ocorrem empescoçamentos na espessura da borda do furo e esses empescoçamentos são o estágio inicial para a ocorrência da nucleação das trincas radiais em furos expandidos.

Embora o estiramento de borda seja o mecanismo dominante na propagação de trincas em furos expandidos, a qualidade superficial, bem como as propriedades mecânicas nas dos furos possuem grande importância no processo de expansão. Quanto a propagação de trincas nos CP's 4, 5, 6, 10, 11 e 12, com rebarbas nas bordas dos furos, a hipótese de nucleação e propagação de trincas é atribuída mais diretamente às rebarbas que às propriedades mecânicas desenvolvidas nas paredes dos furos. Em furos expandidos, trincas sempre propagam a partir de rebarbas superiores pelo fato das bordas superiores do furo não estarem em contato com a superfície do punção (ESTACHOWICZ, 2008). Como os entalhes formados entre as rebarbas superiores do furo são pontos extremamente propícios à nucleação de trincas durante a expansão, o estiramento das bordas do furo faz com que ocorra o rasgamento de material a partir de entalhes que sejam mais concentradores de tensão.

Apesar das diferenças na razão de expansão para os CP's com e sem rebarbas ter sido explicada nos parágrafos anteriores, é importante fazer agora uma consideração adicional. Nas arestas inferiores dos furos ocorre contato com a superfície do punção hemisférico e isso permite uma severa produção de fricção em direção tangencial à superfície do punção. Esse atrito entre as superfícies reduz o afinamento da parede na extremidade dos furos expandidos e, conseqüentemente, é benéfico à periferia do furo, pois protege suas bordas da ocorrência mais rápida de

empescoamento e geração de trincas. Essa consideração adicional explica porque razões de expansão para CP`s de mesma geometria com e sem rebarbas nos furos, empregando o punção hemisférico nos ensaios, não foram dramaticamente diferentes nesse trabalho, como pode ser observado na Tabela 24 na página 161.

Quanto aos ensaios com punção reto realizados com os CP`s 13 e 14 com rebarbas e com os CP`s 15 e 16 sem rebarbas, não era esperado que ocorresse uma pequena expansão dos furos durante os ensaios devido ao comportamento plástico do material em estudo. Por outro lado, a carga no prensa-chapas de 300,6 kN, definida para os ensaios com o punção reto, permitiu certa restrição de fluxo das bordas da chapa para dentro da matriz durante o deslocamento do punção. Tal condição de estampagem, característica do processo de embutimento de chapas, contribuiu para que os furos expandissem sem apresentar trincas, pois as tensões ao redor dos furos não foram suficientes para possibilitar a sua propagação. Os ensaios com os CP`s 13, 14, 15 e 16 mostram que para determinadas condições de ensaio, o processo de expansão de furos de chapas de aço CPW800 apresenta resultados similares tanto para furos com rebarbas nas bordas como para furos previamente rebarbados.

4.5.1 Avaliação de curva limite de conformação em chapas com furos expandidos

Realizados os ensaios de expansão de furos, resolveu-se levantar a CLC de CP`s circulares com raio de 65 mm e CP`s de dimensões de 50 x 137 mm, pré-furados que foram submetidos a ensaios de Nakazima com CPC de 1002 kN. Os CP`s escolhidos para esta nova análise foram CP`s sem rebarbas superiores e inferiores, pois, em um contexto geral, os CP`s rebarbados em ambas as superfícies apresentaram uma razão de expansão de furo (REF) maior que CP`s com rebarbas, conforme já exposto na Tabela 24 da subseção 4.5.

Em cada CP foram medidos os pontos de deformações máximas atingidas pelo aço CPW800 até a sua ruptura. A partir destes valores, foi traçada a respectiva CLC, a qual foi comparada com a CLC obtida inicialmente pelo método de Nakazima com travamento do prensa-chapas sob a carga de 1002 kN.

A Figura 79 a seguir mostra a CLC traçada a partir de deformações medidas nos CP's cujos furos foram expandidos.

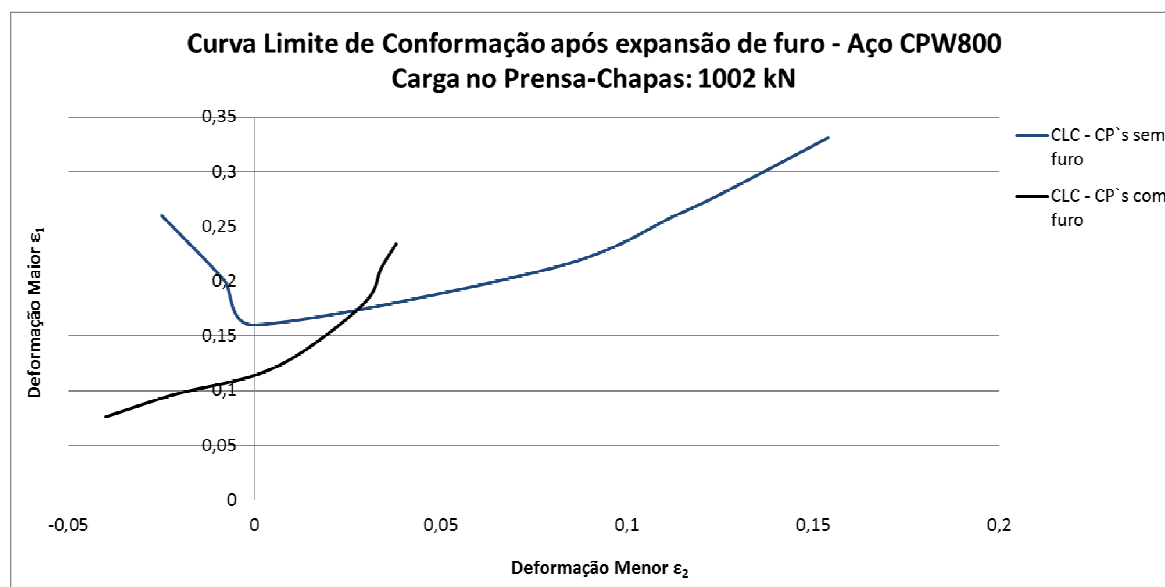


Figura 78 – Curva Limite de Conformação para CP's com furo expandido e sem furo.

A CLC obtida para CP's de furos expandidos apresenta, inicialmente, na região de embutimento, um comportamento diferente do convencional. Em outras palavras, no gráfico da Figura 79 é observada a perda de conformabilidade na região de embutimento. A única explicação para tal comportamento é atribuída ao modo de deformação desenvolvido nas bordas dos furos. A deformação nos furos dos CP's de dimensões de 50 x 137 mm não ocorreu uniformemente como nos CP's de raio de 65 mm. Conforme ilustrado na Figura 78 da subseção 4.4, a atuação do prensa-chapas em CP's de 50 x 137 mm é limitada e isso contribuiu para que as maiores deformações fossem desenvolvidas no sentido de maior atuação do punção, em regiões bastante próximas às bordas dos furos. Essa ação conjunta é responsável pela ocorrência de trincas em regiões de borda que sofrem estiramentos mais intensos e, tal mecanismo para ocorrência de trincas é bastante previsível.

Considerando o exposto no parágrafo anterior, pode-se esperar que em ensaios de Nakazima sem atuação integral do prensa-chapas no flange dos CP's

será observada a perda de conformabilidade do material na região de embutimento, conforme demonstrado pela curva CLC de CP`s com furo expandido, Figura 79. Quanto à parcela da curva plotada na região de estiramento, observa-se um pequeno ganho em conformabilidade do material, o qual é atribuído a grandes deformações desenvolvidas em regiões vizinhas à periferia dos furos expandidos. Apesar disso, essa conformabilidade é muito inferior a conformabilidade demonstrada pela CLC plotada para os CP`s sem furos. Desta forma, CP`s sem furos apresentam um comportamento de deformação em estiramento bastante superior aos CP`s com furos. Os resultados aqui relatados mostram que a conformabilidade do aço CPW800 tende a diminuir quando chapas pré-furadas são estampadas.

5 CONCLUSÕES

Para melhor organização da presente seção, na sequência são apresentadas individualmente em na subseções as conclusões formuladas durante o desenvolvimento da pesquisa relatada nesse trabalho. As conclusões são apresentadas na sequência seguindo a mesma ordem mostrada na seção 4 – Resultados e Discussões.

5.1 Caracterização do material

De acordo com os resultados dos ensaios de análise química e metalográfico, pode-se dizer que o aço CPW800 apresentou as características esperadas, ou seja, a composição química ficou dentro de uma faixa de valores compatíveis com as fornecidas pelo fabricante e por autores que utilizaram o mesmo aço em seus trabalhos. Pela análise microestrutural, tornou-se possível a visualização da estrutura típica de um aço *Complex Phase*, a qual é composta por uma matriz ferrítica refinada com ilhas ou regiões compostas por bainita e martensita. O reagente de Nital a 3% não permitiu separar a fase composta pela bainita e martensita.

Com base nos resultados obtidos através dos ensaios de tração, pode-se qualificar o aço CPW800 como um material de boa conformabilidade uma vez que o fator de anisotropia e, especialmente o coeficiente de encruamento, apresentaram valores próximos aos mostrados por materiais de alta conformabilidade, a ponto de garantir esta característica a esse material.

5.2 Ensaios de puncionamento com brochamento

Os ensaios conduzidos considerando as três geometrias distintas de punção e as folgas, definidas com 1%, 3% e 5% da espessura de chapas de aço CPW800

com 2,5 mm e as análises estatísticas com a ANOVA permitiram concluir que os punções combinados influenciaram de maneira mais significativa na formação de rebarbas em superfície superior e inferior das chapas puncionadas pelo processo. As folgas avaliadas nesse trabalho não exerceram influência considerável na formação de rebarbas superiores. Apesar disso, a análise com ANOVA mostrou que, de forma conjunta, as folgas e a geometria dos punções dos tipos 1 e 2 influenciaram a formação de rebarbas inferiores.

Quanto à análise quantitativa de rebarbas, medições da altura de rebarba mostraram que o punção 2 permitiu a menor geração de rebarbas inferiores. Nesse caso, acredita-se que geometria combinada dos dois estágios de corte no avanço e os dois rebaixos radiais possibilitaram extrair mais material nas regiões mais superiores dos furos, restando menos material para formar rebarbas no retorno do punção. A análise quantitativa de rebarbas mostrou que o punção do tipo 3 contribuiu para que melhores resultados em termos de altura de rebarbas inferiores fossem alcançados independentemente das folgas das matrizes. Embora o punção topo 3 tenha exercido forte influência na diminuição de rebarbas, este mesmo punção não proporcionou bons resultados em termos de cilindridade dos furos considerando as três matrizes utilizadas nos ensaios de puncionamento. Neste caso, os punções combinados foram mais adequados para que melhores resultados de cilindridade e circularidade fossem obtidos. Os melhores resultados de circularidade foram obtidos com o punção combinado do tipo 1 considerando puncionamentos realizados com as três matrizes (folgas de 1%, 3% e 5%).

Os puncionamentos realizados com a combinação punção tipo 1 e matriz com folga de 1% permitiram obter a menor cilindridade média nos furos puncionados e melhor qualidade superficial das paredes dos furos com uma zona lisa mais homogênea em toda a espessura da chapa.

No processo combinado de puncionamento com brochamento utilizando folgas bastante pequenas os cavacos são gerados a partir de um mecanismo de extrusão, pois a ação conjunta do avanço progressivo das arestas de corte do punção combinado com folgas muito pequenas fazem com que ocorra a formação de uma câmara de extrusão, similar ao processo clássico de extrusão de materiais.

5.3 Efeito da carga no prensa-chapas

Com relação aos resultados apresentados, pode-se concluir que a carga no prensa-chapas tem influência direta na conformabilidade do aço CPW800, quando comparadas as CLC's obtidas para as diferentes cargas no prensa-chapas aplicadas nos ensaios de Nakazima. A diminuição gradativa da carga no prensa-chapas reduz o grau de conformabilidade do material na região de estiramento. Embora CLC's plotadas a partir de ensaios realizados com carga no prensa-chapas de 401 kN e de 300,6 kN tenham mostrado um comportamento parecido em certo trecho das curvas, fica claro que o material estudado tende ter sua conformabilidade aumentada à medida que a carga no prensa-chapas se eleva até a carga de 1002 kN, carga mais elevada empregada nos ensaios de Nakazima aqui relatados.

Foi possível observar que a variação de carga no prensa-chapas causa uma variação no estado de tensão e deformação do material, dependendo da restrição imposta ao seu escorregamento no flange. Nesse sentido, os resultados gráficos, bem como a equação definida para a carga no prensa-chapas (CPC), não apenas proporcionam um conhecimento mais preciso do potencial de estampagem do aço CPW800, mas, tornam possível prever o efeito da carga no prensa-chapas sobre o material quando estampado, podendo-se definir em que condições pode ser obtido ganho ou perda na sua conformabilidade.

5.4 Expansão de furos

Os ensaios simulativos de expansão de furos mostraram que existe uma estreita relação entre a razão de expansão de furos (REF) e a ductilidade do aço CPW800. A capacidade de expansão de furo é influenciada pelo alongamento total que o material permite, pela qualidade superficial das paredes dos furos e pela presença de rebarbas nas bordas dos furos. Neste trabalho observou-se nos ensaios com punção hemisférico (Nakazima) realizado com CP's circulares de raio de 65 mm que furos sem rebarbas possibilitaram REF's 3% maiores que as alcançadas em furos expandidos com rebarbas. Embora tenha sido estatisticamente levantada essa diferença entre as médias dos diâmetros expandidos desses furos,

tal diferença é considerada em prática como desprezível. Mediante essa consideração é possível afirmar que para os furos de 10 mm puncionados e brochados com o punção tipo 1, a qualidade superficial é uma variável que contribuiu para que a REF fosse praticamente igual ou extremamente próxima tanto para CP`s sem rebarbas como para CP`s com rebarbas. Outro fator que contribuiu para tal resultado foi o contato da superfície do punção hemisférico com a borda dos furos. A geometria e dimensional do punção hemisférico utilizado nos ensaios de expansão são as variáveis responsáveis pelo atrito desenvolvido entre punção e chapa. A produção desse atrito contribuiu para reduzir o afinamento nas extremidades dos furos expandidos e, conseqüentemente, diminuir a ação dos concentradores de tensões e nucleação de trincas. Embora o afinamento nas extremidades dos furos tenha possibilitado a nucleação de trincas num determinado momento dos ensaios, foi comprovado que a expansão dos furos até a propagação de trincas é praticamente a mesma.

No caso das expansões realizadas com punção reto, afirma-se que o escorregamento das bordas da chapa para o interior da matriz durante o deslocamento do punção contribuiu para que tensões ao redor dos furos não possibilitassem a propagação de trincas.

A avaliação da CLC de CP`s com furos mostrou que diâmetros de furo na faixa de 10 mm que foram expandidos, reduzem de forma impactante a conformabilidade do aço CPW800. Apesar disso, são necessárias mais avaliações para poder prever em que faixas de diâmetro de furo a conformabilidade do material pode apresentar o mesmo comportamento.

Este trabalho trouxe como benefício principal uma base de conhecimento que tornará possível o melhor aproveitamento da conformabilidade do aço *Complex Phase* CPW800. Os resultados servem também como base de dados para o desenvolvimento de trabalhos de pesquisa focados tanto em procedimentos experimentais quanto na simulação de processos de estampagem com elementos finitos.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar novos ensaios de expansão de furos com diferentes espessuras do aço CPW800 e com diâmetros de punção maiores que 10 mm para definir uma dimensão de punção que permita alcançar melhores resultados em termos da razão de expansão de furo (REF).
- Repetir a mesma análise experimental realizada nesse trabalho para outros aços AHSS, a fim de se conhecer precisamente o comportamento mecânico desses aços quando submetidos a processos de expansão de furos.
- Estudar o efeito da carga no prensa-chapas na conformabilidade de outros aços AHSS.
- Desenvolver um modelo utilizando o método dos elementos finitos (FEM) para simular o processo de expansão de furos levando em conta os efeitos de diferentes cargas no prensa-chapas na conformabilidade do material.
- Realização de ensaios com uma prensa hidráulica instrumentada de maior capacidade de carga e com ferramental sem *drawbead* a fim de se verificar, com precisão, até que valor de carga no prensa-chapas, acima de 1002 kN, pode-se conseguir ganhos no grau de conformabilidade do aço CPW800.
- Fazer um estudo analítico do processo de expansão de furos empregando punção reto, punção cônico e punção com ponta em forma de domo considerando diferentes cargas no prensa-chapas.

REFERÊNCIAS

ADAMCZYK, J.; GRAJCAR, A. Structure and mechanical properties of DP-type and TRIP-type sheets obtained after the thermomechanical processing. *Journal of Materials Processing Technology*, 162-163, p. 23-27, 2005.

Advanced high strength steel (AHSS) application guidelines. Version 4.1. June 2009. Disponível em: <http://www.worldautosteel.org/projects/AHSSGuidelines/AHSS-applicationguidelines-version-4.aspx>. Consultado em Agosto de 2010.

ALTAN, T., *Metal Forming Handbook*, Schuler, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, p. 281-282, 1998.

ALTAN, T.; KIM, H.; HAN, S.; YAN, K. Evaluation of tool materials, coatings and lubricants in forming galvanized advanced high strength steels (AHSS). *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57, p. 299-304, 2008.

ANDRADE, S. L.; BATISTA, J. F.; TAISS, J. M.; ROSA, L. K. ULSAB-AVC – O aço no automóvel do futuro: A estratégia da USIMINAS. In: 55º Congresso da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, Rio de Janeiro, Julho 2000.

ANDRADE, S. L.; TAISS, J. M.; ROSA, L. K. O aço no automóvel do futuro. In: 57º Congresso da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, Julho 2002.

ANDRADE, S. M. Desempenho de diferentes revestimentos em brochas de aço rápido. 2009. 99f. (Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

ASM INTERNATIONAL, *Metals Handbook*, vol. 12 e 14, 9. ed., 1993.

ASNAFI, N. On stretch and shrink flanging of sheet aluminum by fluid forming, *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 96, p. 198–214, 1999.

AXINTE, D. A.; GINDY, N. Tool condition monitoring in broaching. *Wear*, 254, p. 370–382, 2003.

BALENDRA, R., TRAVIS, F.W. Static and Dynamic blanking of steel of varying hardness. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 249, 1970.

BATHE, K. J. *Finite Elements Procedure in Engineering Analysis*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 1982.

BHADESHIA, H. K. D. H. TRIP-assisted steels?, *ISIJ International*, 42:9, p. 1059-1060, September 2002.

BHATTACHARYA, D., FONSTEIN, N., GIRINA, O., GUPTA, I., YAKUBOVSKY, O., A Family of 590 MPa, Advanced High Strength Steels with Various Microstructures. 45th MWSP Conference Proceedings, Vol. XLI. MS&T, 2003.

BLAZYNSKI, T.Z. *Plasticity and modern metal forming technology*. Elsevier, London, 1989.

BLECK, W., DENG, Z., PAPAMANTELLOS, K. & GUSEK, C. O. A comparative study of the forming limit diagram models for sheet steels. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 83, p. 223-230, 1998.

BLECK, W. Using the trip effect – the dawn of a promising group of cold formable steels. In: *International Conference on TRIP-Aided High Strength Ferrous Alloys*. Proceedings. GRIPS, Aachen, p. 13-23, 2002.

BLECK, W.; FREHN, A.; OHLERT, J. Niobium in dual phase and trip steels. In: *Niobium – Science & Technology*. Proceedings. Niobium 2001 Limited/The Minerals, Metals & Materials Society, Orlando, p. 727-752, December 2001.

BLECK, W.; PAPAEFTHYMIU, S.; FREHN, A. Microstructure and tensile properties in dual phase and trip steels. *Steel Research*, 75:11, p. 704-710. November 2004.

BOLT, P. J., SILLEKENS, W. H. Prediction of shape aberrations due to punching, shearing and slitting. *Journal of Materials Processing Technology*, 103, 87-94, 2000.

BRESCIANI FILHO, E.; BUTTON, S.T.; GOMES, E.; NERY, F.A.C.; ZAVAGLIA, *Conformação Plástica dos Metais*. São Paulo: UNICAMP, 1997.

BRITO, O. *Estampos de Corte*. São Paulo: Hemus Editora Limitada, 1981.

BUTTON, S. T. e BORTOLUSSI, R. Estudo do processo de embutimento profundo de copo pelo método dos elementos finitos. J. of the Braz. Soc. Mechanical Engineers, Vol. XXI, nº 2 p. 355-363, 1999.

CABALLERO, F.G., SANTOFIMIA, M.J., GARCÍA-MATEO, C., CHAO, J., ANDRÉS, C., G. Theoretical design and advanced microstructure in super high strength steels. Materials and Design, 30, p. 2077–2083, 2009.

CALDIN, R. Estudo da conformabilidade na hidroconformação de recortes de chapas de aço soldados a laser. Campinas, 2006. 121p. (Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Campinas.

CHAMBERT, J., TOUACHE, A., LEMIALE, V., PICART, P. Numerical simulation of the sheet metal blanking process., VIII International Conference on Computational Plasticity – COMPLAS VIII 2005 Barcelona.

CHANG, T.M. Shearing of metal blank, J. Inst. Met., 393, 1951.

CHATTERJEE, S.; BHADRESHA, H. K. D. H. Trip-assisted steels: Cracking of high-carbon martensite. Materials Science and Technology, 22:6, p. 645-649, June 2006.

CHEMIN FILHO, R. A. Avaliação das deformações de chapas finas e curvas CLC para diferentes geometrias de punções. 127f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2004.

CHEMIN FILHO, R. A. Estudo da fratura de aços de nova geração dp600 através da variação de carga no prensa-chapas. 149f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2011.

CHEN, P., KOÇ, M. Simulation of springback variation in forming of advanced high strength steels. Journal of Materials Processing Technology, 190, p. 189–198, 2007.

CHOY, C.M., BALENDRA, R. Effect of punch wear on blanking process of sheet. 46, 58, 1956.

COLPAERT, H. Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns. 4 ed. São Paulo: Ed. Edgard Blücher Ltda, 2008.

COOK, R. D., MALKUS, D. S., PLESHA, M. E. Concepts and Applications of Finite Element Analysis. John Willey & Sons, 3a Edição, 1989.

COOMAN, B. C. Structure-properties relationship in TRIP steels containing carbide-free bainite. Current Opinion in Solid State and Materials Science, 8., p. 285-303, 2004.

CRIVELLARO, R. S. Estudo da estampabilidade de tailored blanks soldadas a laser. 87p. (Dissertação de Mestrado em Engenharia). Escola de Engenharia de Porto Alegre. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

DAL BIANCO, D. L. Desgaste de ferramentas de puncionamento. 74f. (Dissertação de Mestrado Profissionalizante em Engenharia), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

DE MOTTER, C. V. The Basics of Broaching. Gear product News, p. 26-30, Febr. 2006.

DIETER, G. E. Metalurgia Mecânica. 4. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1996.

DÜNCKELMEYER, M., KARELOVÁ, A., KREMPASZKY, C., WERNER, E. Instrumented hole expansion test. Proceedings of International Doctoral Seminar 2009, Smolenice Castle, Slovakia 17 – 19 May 2009.

EVANGELISTA, S. H. Diagrama de limite de conformação aplicados a análise por elementos finitos de um processo de estampagem de chapas metálicas. São Carlos, 2000. 154p. (Dissertação de Mestrado em Engenharia) - Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Carlos, Universidade de São Paulo.

ETO, M. A. Otimização da precisão em furos estampados por ferramenta combinada de puncionamento e brochamento. 2005. 142f. (Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (PPGEM - UTFPR), Curitiba.

FANG, G., ZENG, P., LOU, L. Finite element simulation of the effect of clearance on the forming quality in blanking process. Journal of Materials Processing Technology, 122, p. 249-254, 2002.

FAURA, F., GARCIA, A., ESTREMS, M. Finite element analysis of optimum clearance in the blanking process, *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, p. 121-125, 1998.

FERRARESI, D. "Usinagem dos Metais", 3ª Edição, ABM - Associação Brasileira de Metais, São Paulo – SP, 1974.

FUKUI, S., KONDO, K., MEADA, K. Smooth shearing by stepped profile tool, *CIBP*, p. 57, 1971.

GARCÍA, A. Estudio teórico-experimental del proceso de conformada de chapa por punzonado: modelos de predicción del juego de corte óptimo, Ph.D. Thesis, ETS Ingenieros Industriales, Univ. Murcia, Cartagena, 1997.

GEIGER, M. MERKLEIN, M. KAUPPER, M. Investigation of the mechanical behaviour of advanced high strength steels under various loading conditions. 11th ESAFORM2008 - Conference on Material Forming. Lyon, France. 23, 24 and 25 April 2008.

GOIJAERTS, A. M., GOVAERT, L. E., BAAIJENS, F. P. T. Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking. *Journal of Materials Processing Technology*, 110, p. 312-323, 2001.

GORNI, A. A. Aços avançados de alta resistência: microestrutura e propriedades mecânicas. *Corte & Conformação de Metais*, p. 26-57, Dezembro de 2008.

HAMBLI, R. Prediction of burr height formation in blanking processes using neural network. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44, p. 2089-2102, 2002.

HAMBLI, R., GUERIN, F. Application of a neural network for optimum clearance prediction in sheet metal blanking processes. *Finite Elements in Analysis and Design*, 39, p. 1039-1052, 2003.

HAMBLI, R., POTIRON, A. Finite element modeling of sheet-metal blanking operations with experimental verification. *Journal of Materials Processing Technology*, 102, p. 257-265, 2000.

HAMBLI, R., POTIRON, A., KOBİ, A. Application of design of experiment technique for metal blanking processes optimization. *Mécanique & Industries*, 4, p. 175-180, 2003.

HAMMER, B., HELLER, T., SCHMITZ, J., WANS, J., NUSS, A., "Method for manufacturing flat steel products from a steel forming a complex phase structure", International Patent Classification: C22C 38/02 (2006.01); C22C 38/04 (2006.01); C22C 38/14 (2006.01); C22C 38/18 (2006.01); B22D 11/00 (2006.01); B22D 11/06 (2006.01); C21D 8/04 (2006.01), COHAUSZ & FLORACK; Bleichstrasse 14 40211 Düsseldorf (DE), Oct. 2007.

HARPELL, E. T. Numerical prediction of the limiting draw ratio for aluminum alloy sheet. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 100, pp. 131-141, 2000.

HATANAKA, N., YAMAGUCHI, K., TAKAKURA, N. Finite element simulation of the shearing mechanism in the blanking of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 139, p. 64-70, 2003.

HELLER, T.; NUSS, A. Mechanical properties and behaviour of hot-rolled retained-austenite (TRIP) - and dual-phase steels. In: *International Symposium on Transformation and Deformation Mechanisms in AHSS. Proceedings*. CIM, Vancouver, p. 7-20, 2003.

HILDITCH, T. B., HODGSON, P. D. Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet. *Journal of Materials Processing Technology*, 169, p. 192-198, 2005.

HSU, Q. C. Comparison of different analysis models to measure plastic strains on sheet metal forming parts by digital image processing. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. pp. 515-521, 2003.

HUANG, Y-M., CHIEN, K-H. The formability limitation of the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*, 117, p. 45-51, 2001.

HULKA, K. Modern Multi-Phase Steels for the Automotive Industry. *Materials Science Forum*, 414-415, p. 101-110, 2003.

HYUN, D. I., OAK, S. M., KANG, S. S., MOON, Y. H. Estimation of hole flangeability for high strength steel plates. *Journal of Materials Processing Technology*, 130–131, p. 9–13, 2002.

KEELER, S. Training manual enhanced FLC project – The bead correction factor, 2002. Disponível em: <http://www.a-sp.org/database/pdf/Training%20manual%20-%Print.pdf>. Consultado em Julho de 2010.

KIM, H., SUNG, J. H., SIVAKUMAR, R., ALTAN, T. Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, p. 2120–2132, 2007.

KIM, H., HAN, S., YAN, Q., ALTAN, T. Evaluation of tool materials, coatings and lubricants in forming galvanized advanced high strength steels (AHSS). *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57, p. 299–304, 2008.

KIM, H., ALTAN, T., YAN, Q. Evaluation of stamping lubricants in forming advanced high strength steels (AHSS) using deep drawing and ironing tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, p. 4122–4133, 2009.

KLEIBER, M., ROJEK, J. & SOTCHI, R. Reliability assessment for sheet metal forming operations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. vol.191, pp. 4511-4532, 2002.

KNOCKAERT, R., CHASTEL, Y. & MASSONI, E. Experimental and numerical determination of texture evolution during deep drawing tests. *Journal of Materials Processing Technology*. vol 110, pp. 300-311, 2001.

KO, Y. K., LEE, J. S., HUH, H., KIM, H. K., PARK, S. H. Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion. *Journal of Materials Processing Technology*, 187–188, p. 358–362, 2007.

KOMORI, K. Simulation of shearing by node separation method. *Computers and Structures*, 76, p. 197-207, 2001.

KOUICHI, I., ISAO, I., KAZUYOSHI, K. A new punching method for shear droop-free shearing. *J. JSTP* 33, 381, 1172, 1992.

LAMIKIZ, A., LACALLE, L. N. L., SÁNCHEZ, J. A., POZO, D., ETAYO, J.M., LÓPEZ, J.M. CO₂ laser cutting of advanced high strength steels (AHSS), *Applied Surface Science*, 242, p. 362–368, 2005.

LASCOE, O. D. *Handbook of Fabrication Processes*. ASM International, 1988, 456 p.

LI, M. An experimental investigation on cut surface and burr in trimming aluminium autobody sheet. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42, p. 889-906, 2000.

LIN, J. C., LIN, W. S., LEE, K. S., TONG, J. L., The optimal clearance design of micro-punching die, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 29, p. 79-82, 2008.

LOMBARDO, S. Estudo do envelhecimento após deformação em um aço complex phase. 143 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2011.

LONG, X., KHANNA, S. K. Fatigue properties and failure characterization of spot welded high strength steel sheet. *International Journal of Fatigue*, v.29, p. 879–886, Ago. 2007.

LUO, S. Y. Studies on the wear conditions and the sheared edges in punching. *Wear Elsevier Science*, AS 208, p. 81-90, 1997.

LUO, S. Y. Effect of the geometry and the surface treatment of punching tools on the tool life and wear conditions in the piercing of thick steel plate. *Journal of Materials Processing Technology*, 88, p.122-133, 1999.

MACKENSEN, A., GOLLE, M., GOLLE, R., HOFFMANN, H. Determination of the hole expansion properties of AHSS using an optical 3D deformation system. IDDRG - International Deep Drawing Research Group, Conference in Golden, Colorado, USA, from 1-3 June, 2009.

MAEDA, T., AOKI, I. The study on wear of blanking tool for 18-8 stainless steel and bainite hardened steel strips, *J. Fac. Eng. Univ. Tokyo*, XXXII (3), p. 443–475, 1974.

MARCONDES, P. V. P. Manufatura de chapas metálicas - puncionamento. Ferramental - Revista Brasileira da Indústria de Ferramentas, Brasil, v. 22, p. 25 - 29, 01 mar., 2009.

MARCONDES, P. V. P. Manufatura de chapas metálicas - Corte. Ferramental - Revista Brasileira da Indústria de Ferramentas, Brasil, v. 20, p. 15 - 20, 01 nov., 2008.

MARCONDES, P. V. P., ETO, A. M., BELTRÃO, P. A. C., BORGES, P. C. A smart stamping tool for punching and broaching combination, *Journal of Materials Processing Technology*, 206, pp. 188-193, 2008.

MARRA, K. M. Aços dual phase da Usiminas: características e potencial de aplicação em veículos automotores. 2º Workshop sobre inovações para o desenvolvimento de aços de elevado valor agregado - Foco indústria automotiva, 2008.

MATSUMURA, O. SAKUMA, Y. TAKECHI, H. Enhancement of elongation by retained austenite in intercritical annealed 0.4C-1.5Si-0.8 Mn steel. Transactions of the ISIJ, 27:7, p. 570-579, July 1987.

Mello, L. B. Ferramenta Combinada de Puncionamento e Brochamento. 2001. Monografia do Curso de Especialização em Engenharia de Materiais Metálicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba - PR.

MELLO, L. B., MARCONDES, P. V. P., 2006. Punching and broaching combos – A new stamping tool. J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng., 28, p. 94–98, 2006.

MÉROZ, R., CUENDET, M., As estampas. São Paulo: Hemus, 1980.

MERWIN, M. J., BECKER, C. T., GIANANTE, D. R., Analysis of HSLA Steel Microstructures by Various Techniques, Microscopy Society of America, doi: 10.1017/S1431927609093052, 2009.

MESPLONT C., DE COOMAN B.C. Effect of austenite deformation on crystallographic texture during transformations in microalloyed bainitic steel. Mater. Sci. Technol., vol. 19, p. 875-881, 2003.

MINTO, T. A., NETO, A. R. F., SOUZA, G. A., PEREIRA, M. S. Caracterização microestrutural de um aço avançado complex phase. XXI Congresso de Iniciação Científica da UNESP, 2009.

MO, S.P., AXINTE, D.A., HYDE, T.H., GINDY, N.N.Z. An example of selection of the cutting conditions in broaching of heat-resistant alloys based on cutting forces, surface roughness and tool wear. Journal of Materials Processing Technology, 160, p. 382–389, 2005.

NETTO, S. E. S. Desenvolvimento do processo de construção de curvas limite de conformação. 2004. 90f. (Dissertação de Mestrado em Engenharia), Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (PPGEM - UFRGS), Porto Alegre.

NIKHARE, C., MARCONDES, P. V. P., WEISS, M., HODGSON, P. D. Experimental and numerical evaluation of forming and fracture behaviour of high strength steel. In: New Developments on Metallurgy and Applications of High Strength Steels, 2008, Buenos aires. Proceedings of the New Developments on Metallurgy and Applications of High Strength Steels. Buenos Aires, 2008.

R. NARAYANASAMY, R., NARAYANAN, C. S., PADMANABHAN, P., VENUGOPALAN, T. Effect of mechanical and fractographic properties on hole expandability of various automobile steels during hole expansion test. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 47, p. 365-380, 2010.

OZTURK, F. & LEE, D. Experimental and numerical analysis of out-of-plane formability test. Journal of Materials Processing Technology, 170, pp. 247-253, 2005.

PEREIRA, M. P., DUNCAN, J. L., YAN, W., ROLFE, B. F. Contact Pressure evolution at the Die Radius in Sheet Metal Stamping. Journal of Materials Processing Technology (2008), doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.08.010.

PORSCHE Engineering. ULSAB-AVC - Ultra Light Steel Auto Body – Advanced Vehicle Concepts. Porsche, October 2001. Engineering Report.

RACHIK, M., ROELANDT, J. M., MAILLARD, A. Some phenomenological and computational aspects of sheet metal blanking simulation. Journal of Materials Processing Technology, 128, p. 256-265, 2002.

SAMUEL, M. FEM simulations and experimental analysis of parameters of influence in the blanking process. Journal of Materials Processing Technology, 84, p. 97-106, 1998.

SCHAEFFER, L. Conformação Mecânica. Imprensa Livre Editora. Porto Alegre, 1999.

SCHAEFFER, L. Conformação de Chapas Metálicas. Imprensa Livre Editora. Porto Alegre, 2004.

SCHEY, J. A. Formability determination for production control. Journal of Materials Processing Technology, 32, p. 207–221, 1992.

SCHNEIDER, G. Cutting Tool Applications. 2ed. Broaches and Broaching, 2001, Cap. 14.

SCHRÖDER, T. Ausgekoelter stahl für das auto von morgen. Max Planck Forschung, 3., p. 36-41, 2004.

SCHULER. Metal Forming Handbook. Berlin, Springer, 1998.

SHAN, T. K.; LI, S. H.; ZHANG, W. G.; XU, Z. G. Prediction of martensitic and deformation behavior in the TRIP steel sheet forming. Materials and Design, 29., p. 1810-1816, 2008.

SHAW, J., ENGL, B., ESPINA, C., OREN, E. C., KAWAMOTO, Y., New Steel Sheets and Steel Bar Products and Processing, SAE-SP 1685, Ed. D.W. Anderson et al., SAE, Warrendale, PA, 2002, 63.

SHIM, K. H., LEE, S. K., KANG, B. S., WANG, S. M. Investigation on blanking of thin sheet metal using the ductile fracture criterion and its experimental verification. Journal of Materials Processing Technology, 156, p. 1935-1942, 2004.

SILVEIRA, V. H. M. ; SCHAEFFER, L. . Estampagem de Chapas de Alta Resistência Para Uso Automotivo - Parte 1. Siderurgia, v. 12, p. 18-21, 2011a.

SILVEIRA, V. H. M. ; SCHAEFFER, L. . Estampagem de Chapas de alta Resistência Para Uso Automotivo - Final. SIDERURGIA BRASIL, v. 12, p. 34-36, 2011b.

SOCIETY OF MANUFACTURING ENGINEERS (SME). Die Design Handbook, Editor: David Alkire Smith, 3ª edição, Michigan(USA), 1990.

SROUR JUNIOR, E. H. Determinação do grau de conformabilidade de Chapa de Aço para Suporte de Coluna de Direção e Identificação de Similar Nacional. Universidade Federal do Paraná. Dissertação de Mestrado, 2002.

STACHOWICZ, F. Estimation of hole-flangeability for deep drawing steel sheets. Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. VIII, N° 2, p. 167-172, 2008.

STEMMER, C. E. Ferramentas de corte II: Brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, brochas, rebolos, abrasivos. 2ª Edição. Editora da UFSC. Florianópolis, 1995.

STOUGHTON, T. B. A general forming limit criterion for sheet metal forming. International Journal of Mechanical Sciences, vol. 42, pp.1-27, 2000.

TARKANY, N. Birth of a hole: Perforating basics. Dayton Technical, pg. 1-8, 2003. Acessado em: 17/01/2009. Disponível em: <http://www.daytonprogress.com>.

TARKANY, N. Improving perforating die performance: The effects of stress, clearance & material. Dayton Technical, pg. 1-4, 2004. Acessado em: 17/01/2009. Disponível em: <http://www.daytonprogress.com>.

THIPPRAKMAS, S., JIN, M., MURAKAWA, M. Study of flanged shapes in fine-blanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method (FEM). Journal of Materials Processing Technology, Vol. 192–193, p. 128–133, 2007.

THYSSENKRUPP STEEL (2008). Complex-phase steels CP-W® and CP-K®: For the production of low-weight high-strength crash-relevant structural components and reinforcements. September, 2008.

UTHAISANGSUK, V., PRAHL, U., BLECK, W. Stretch-flangeability characterisation of multiphase steel using a microstructure based failure modelling. Computational Materials Science, 45, p. 617–623, 2009.

WAGONER, R. H., KIM, R. J., SUNG, J. H., PIAO, K. The shear fracture of dual-phase steel. *International Journal of Plasticity*, 27. p.1658-1676, 2011.

VOGEL, J. H. & LEE, D. The automated measurement of strains from three – dimensional deformed surfaces. Journal of Materials Processing Technology. pp. 8-13, 1990.

WANG, N.M., WENNER, M.L. An analytical and experimental study of stretch flanging, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 16, p. 135–143, 1974.

WIEDENMANN, R., SARTKULVANICH, P., ALTAN, T. Finite element analysis on the effect of sheared edge quality in blanking upon hole expansion of advanced high strength steel. IDDRG International Conference, June 2009, Colorado, USA.

ZACKAY, F., PARKER, E. R., FAHR, D., BUSCH, R. The enhancement of ductility in high-strength steels. *Transactions of the ASM*, 60., p. 252-259, 1967.

ZIEGELHEIMOVA, J., JANOVEC, J., CEJP, J. Strain-hardening exponent of high strength steel sheets under tensile deformation. METAL 2003, 20-22/5/2003, Hradec nad Moravicí.

ZHU, X., MA, Z., WANG, L. Current status of advanced high strength steel for auto-making and its development in Bao Steel. Bao Steel Technical Report, 8 p., June 2005.